

補助浮体を利用したSSJ基礎と風車を一体化した運搬 手法に関する操縦性シミュレーション

梨本, 大地
九州大学大学院総合理工学府総合理工学専攻機械・システム理工学メジャー

<https://hdl.handle.net/2324/7431355>

出版情報：九州大学, 2025, 修士, 修士
バージョン：
権利関係：



令和7年度
修士論文

補助浮体を利用したSSJ基礎と風車
を一体化した運搬手法に関する操縦
性シミュレーション

九州大学大学院 総合理工学府
総合理工学専攻
機械・システム理工学メジャー
海洋環境エネルギー工学研究室

梨本 大地

指導教員

胡 長洪 教授
朱 洪忠 准教授

令和8年2月5日

目次

第 1 章	緒言	1
1.1	研究背景	1
1.1.1	地球温暖化と 2050 カーボンニュートラル	1
1.1.2	再生可能エネルギー	2
1.1.3	スカートサクシオンジャケット基礎	3
1.1.4	着床式風車の施工工法	5
1.2	研究目的	8
第 2 章	計算手法	9
2.1	数理モデルの構築	9
2.1.1	座標系の定義とニュートン・オイラー方程式	9
2.1.2	風車に作用する空力	11
2.1.3	風車プラットフォームに作用する流体力	12
2.1.4	運動方程式	14
2.2	線形モデルの構築	15
2.2.1	運動方程式の線形化	15
2.2.2	状態方程式の導出	15
2.3	線形モデルに基づく制御器設計	16
2.3.1	積分型サーボシステム	17
2.3.2	フィードバックゲインの設計法	19
2.3.3	ノッチフィルタの設計	22
2.4	スラスター推力計算方法	23
2.5	スラスター推力配分方法	24

2.6	Simulink モデル	27
第 3 章	シミュレーション結果	30
3.1	外乱を考慮しない条件下での結果	30
3.2	外乱を含む条件下での結果	34
3.2.1	ノッチフィルタ未実装	35
3.2.2	ノッチフィルタ実装	39
3.2.3	ノッチフィルタの有無によるシミュレーション結果比較	43
第 4 章	結言	45
4.1	研究のまとめ	45
4.2	今後の課題	46
参考文献		48

目次

1.1	2050 カーボンニュートラルへの道筋（出典：経済産業省，資源エネルギー庁 [2]）	2
1.2	洋上風力導入ポテンシャル（出典：環境省 REPOS [4]）	3
1.3	洋上風力タービン大型化の動向（出典：自然エネルギー財団 [5]）	3
1.4	スカートサクションを適用した洋上風車のイメージ（出典：株式会社大林組 [6]）	4
1.5	スカートサクションの設置方法（出典：株式会社大林組 [6]）	5
1.6	補助浮体と洋上風車運搬時のイメージ図	6
1.7	SEP 船による施工と湿式曳航の様子	7
1.8	スカートサクションを適用した洋上風車の施工手順	7
2.1	座標系	11
2.2	自由減衰試験の結果 [8]	12
2.3	潮流力係数 [8]	14
2.4	積分型サーボシステムのブロック線図	17
2.5	複素平面上の極の位置	22
2.6	ノッチフィルタのゲイン線図	23
2.7	スラスタの力と一般化力の関係	24
2.8	Flowchart of the thrust allocation algorithm	25
2.9	サーボシステム全体	27
2.10	プラント	28
3.1	位置・姿勢応答	31
3.2	プラットフォームに作用する一般化力	31

3.3	各スラスターの推力成分	32
3.4	各スラスター推力の大きさ	33
3.5	スラスター方位角応答	33
3.6	シミュレーションの様子 (topview)	34
3.7	位置・姿勢応答	35
3.8	プラットフォームに作用する一般化力	36
3.9	各スラスターの推力成分	37
3.10	各スラスター推力の大きさ	38
3.11	スラスター方位角応答	38
3.12	位置・姿勢応答	39
3.13	プラットフォームに作用する一般化力	40
3.14	各スラスターの推力成分	41
3.15	各スラスター推力の大きさ	42
3.16	スラスター方位角応答	42
3.17	プラットフォームに作用する一般化力	43
3.18	各スラスター推力の大きさ	44
3.19	スラスター方位角応答	44

表目次

2.1	アルゴリズムの変数一覧	26
2.2	モデルで使用しているパラメーター一覧	29

第 1 章

緒言

1.1 研究背景

1.1.1 地球温暖化と 2050 カーボンニュートラル

現在の地球温暖化は、産業革命以降の人類活動に伴う温室効果ガス（GHG）、特に二酸化炭素の排出が主因であることは疑いようがなく、気候変動に関する政府間パネル（IPCC）の第 6 次評価報告書（AR6）では、世界平均気温は既に工業化前と比べて約 1.1 °C 上昇していると指摘されている [1]. この気温上昇を 1.5 °C 以内に抑制することは、極端な気象イベントや生態系の崩壊といった壊滅的なリスクを回避するための国際的な課題となっている. そこで、2020 年 10 月 26 日には、当時の菅総理大臣が所信表明演説において、「我が国は 2050 年までに、温室効果ガスの排出を全体としてゼロにし、すなわち 2050 年カーボンニュートラル、脱炭素社会の実現を目指す」と宣言した [2]. カーボンニュートラルとは、人為的な二酸化炭素等の排出量と、森林等による吸収量および技術的な除去量を差し引きでゼロにすることを指す. 2050 年カーボンニュートラル達成に向けた政府戦略を Fig. 1.1 に示す.

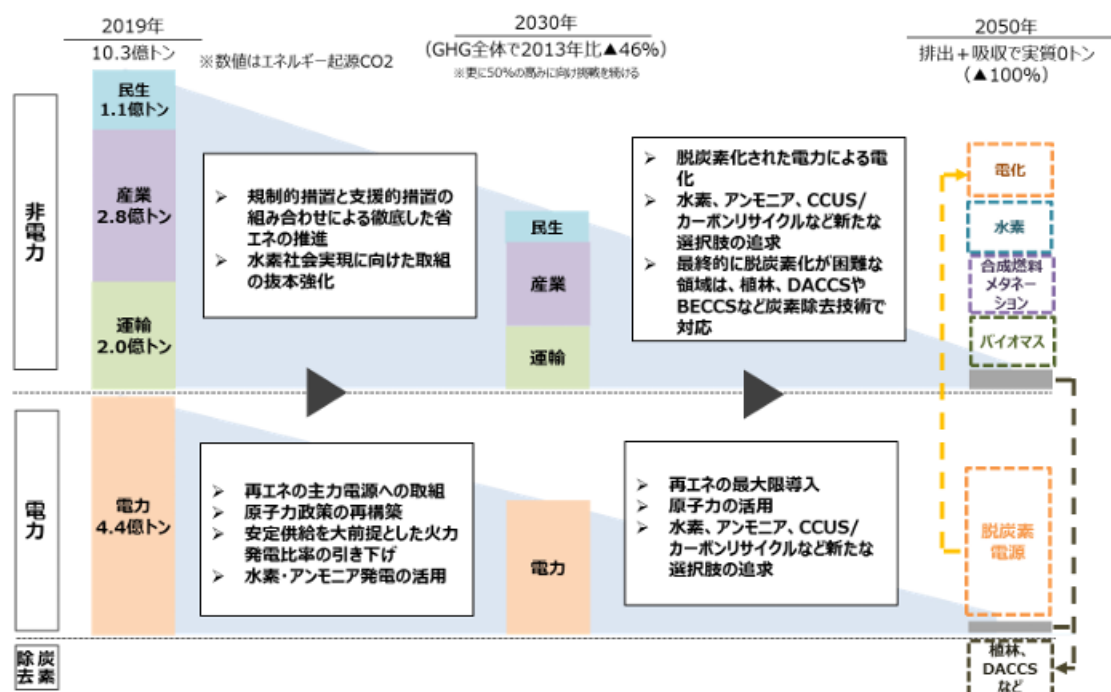


Fig.1.1: 2050 カーボンニュートラルへの道筋（出典：経済産業省，資源エネルギー庁 [2]）

1.1.2 再生可能エネルギー

2050 年カーボンニュートラルに伴うグリーン戦略 [3] において、電力部門の脱炭素化はカーボンニュートラル実現の大前提と位置付けられている。そこで、資源の乏しい日本においては、持続可能で低炭素な電源である再生可能エネルギーの導入拡大が急務となっている。

その中でも洋上風力発電は、大規模な発電量が期待できる有望な電源として位置づけられており、欧州を中心に商用導入が急速に進展してきた。日本においても、広大な排他的経済水域と良好な風況を背景に、洋上風力発電は重要なエネルギー源として期待されており (Fig. 1.2), 現在、国主導の公募制度を通じて導入が本格化している。

一方で、洋上風力発電の大規模化・沖合化に伴い、風車および基礎構造の大型化が進んでいる (Fig. 1.3). 日本のように比較的深い海域が多い環境下では、浮体式洋上風力発電の技術は研究・実証段階にあるものの、商用導入の実績はまだ限られており、大規模導入には課題が残っている。そのため、現在は水深が比較的浅く施工が可能な着床式洋上風力発電の導入が優先的に進められている。

特に着床式においては、従来のモノパイル基礎やジャケット基礎では、風車の大型化や沖合設置によって施工コストの増加や輸送・据付の難易度上昇、海洋環境への影響、さらには廃棄・

撤去時の環境負荷といった課題が顕著になっている。そのため、耐荷重性能を維持しつつ建設性や維持管理性を改善する新しい基礎技術が求められており、ハイブリッドジャケット構造などの開発が進められている。

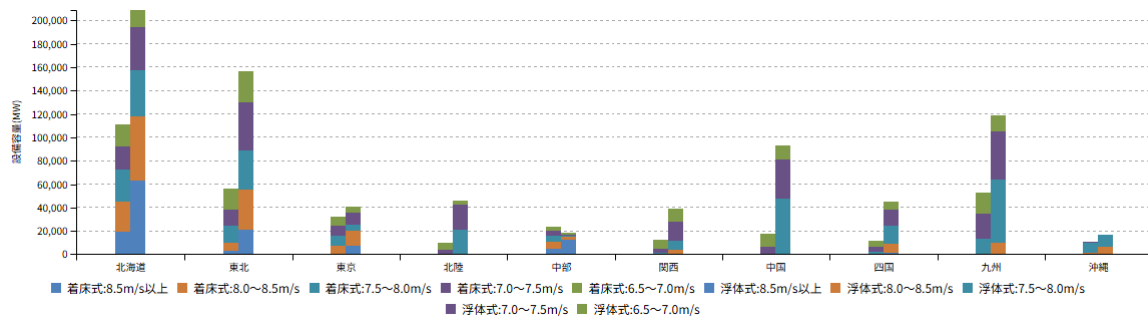


Fig.1.2: 洋上風力導入ポテンシャル (出典：環境省 REPOS [4])

Trend of Offshore turbine size, 1980-2030

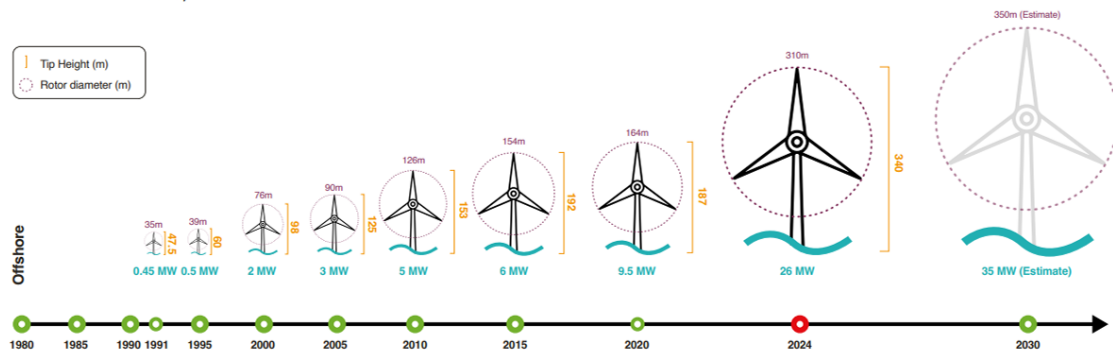


Fig.1.3: 洋上風力タービン大型化の動向 (出典：自然エネルギー財団 [5])

1.1.3 スカートサクシオンジャケット基礎

本研究室では株式会社大林組との共同研究を通じて、洋上風力タービンの設置工法に関する研究を行っている。中でも、スカートサクシオンジャケット (Skirt Suction Jacket, SSJ) およびスカートサクシオン基礎 (Skirt Suction Foundation, SSF) は、株式会社大林組が開発した着床式風車の基礎であり、将来的には浮体式風車のアンカーとしても適用可能な海洋構造物である [6]。

SSJ / SSF は頂版と頂版から下方に伸びた円筒形のスカートで構成され、スカートを海底地盤に貫入させることで風車を固定する。貫入時には、従来の杭打ちによる打設ではなく、スカート内部の排水によって生じるサクシオン (スカート内が静水压以下になること) を利用

するため、大型の施工機械が不要で、無振動かつ無騒音で施工できる。また、日本の多様な海底地盤に対応でき、施工による環境負荷も抑制される特徴がある。設置後にはスカート内で受動サクションが働き、引き抜き荷重に対して従来の着床式基礎より約三倍の抵抗力が得られることが期待されている。

さらに、SSF は単独型の基礎として使用できるほか、複数のスカートサクション基礎とジャケット構造を組み合わせた複数分離型としても使用可能であり、様々な種類の洋上風力タービンに適応できる。施工面では、スカート内外の水圧差を利用して貫入するため、大型杭打ち機や大型施工船が不要となり、工事費や工期の大幅な削減が可能である。加えて、騒音や振動がほとんど発生せず、海洋環境への影響を最小限に抑えられる。また撤去時にはスカート内に海水を注入して内部水圧を高めることで揚力を発生させ、簡単に原状復帰が可能である。

このように、スカートサクション基礎は着床式および浮体式洋上風力タービンの両方に適用可能であり、大型化や沖合化が進む洋上風力発電において、施工性、耐久性、環境適合性を両立させる有望な技術として有望視されている。

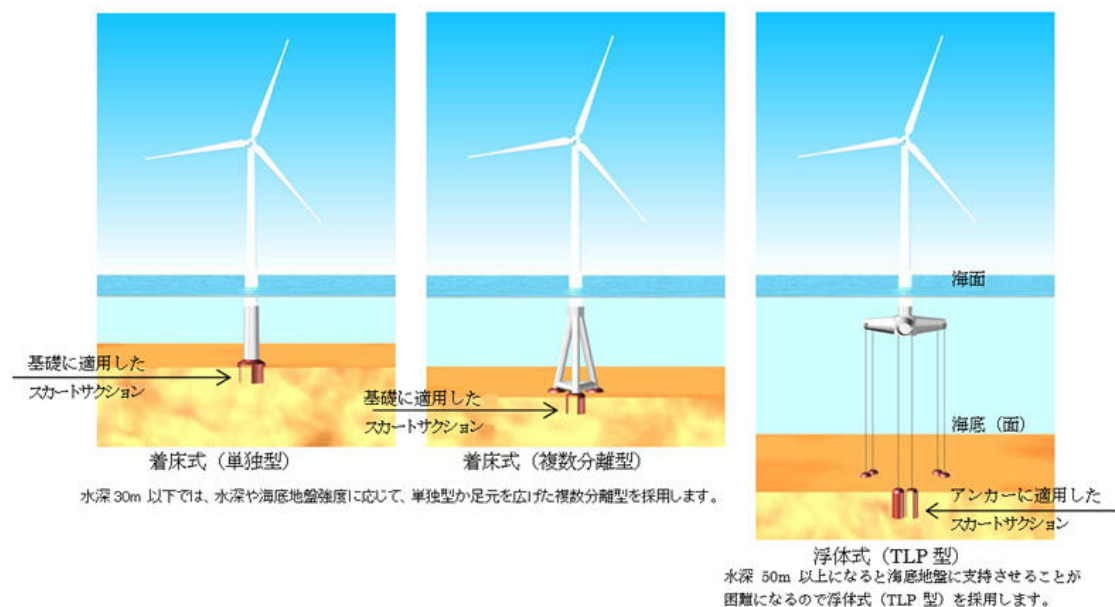


Fig.1.4: スカートサクションを適用した洋上風車のイメージ（出典：株式会社大林組 [6]）

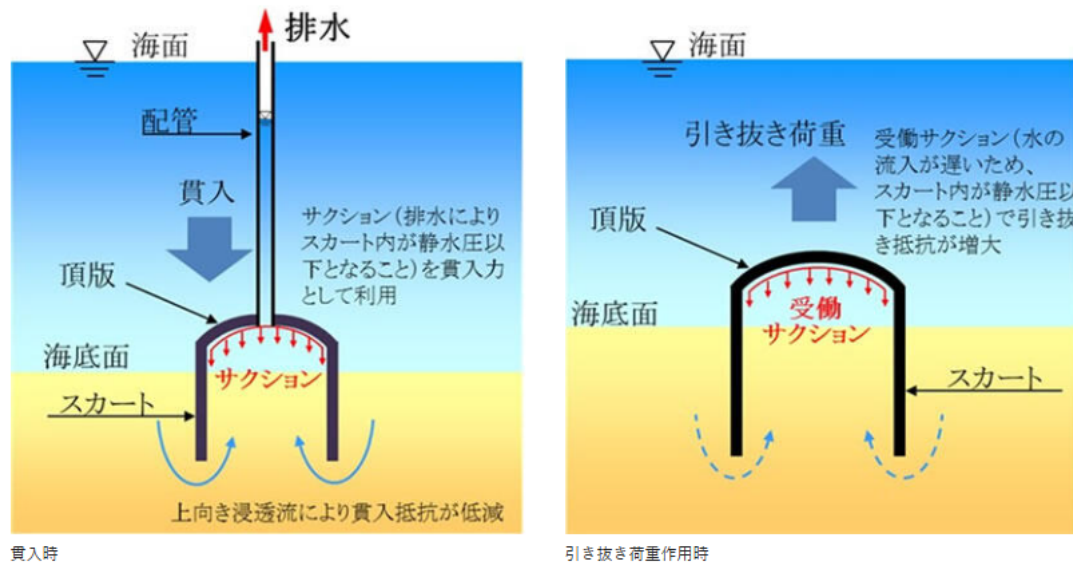


Fig.1.5: スカートサクションの設置方法 (出典：株式会社大林組 [6])

1.1.4 着床式風車の施工工法

従来の着床式洋上風力発電設備の設置では、自己昇降式作業台船 (SEP 船) や起重機船を用いた工法が主流であった。しかし、これらの大型施工船は建造・運用コストが高く、稼働可能な船舶数も限られているため、将来的な大量導入においてボトルネックとなることが懸念されている。これに対し、基礎構造を浮体状態で曳航し、現地で沈設・貫入を行う湿式曳航工法が提案され、水槽実験および数値解析を通じて、曳航時の安定性や抵抗特性に関する検討が進められてきた [7]。

特に、スカート内に空気を封入することで浮力を確保した SSF や MBJF は、曳航時に施工船を必要としない低コストな運搬手法を実現できる可能性を有している。しかしながら、ジャケット構造は水線面積が小さく、重心位置が高いため、曳航中や沈設過程において動揺しやすいという本質的な課題を抱えている。さらに、沈設時にはスカートの一部が先行して海底に接触することによる局所荷重を避けるため、極めて高い姿勢制御精度が要求される。

これらの課題に対し、近年では MBJF 基礎に補助浮体を剛結合し、基礎全体の安定性を向上させた状態で曳航・沈設を行う新たな施工コンセプトが提案されている [8,9]。この工法では、補助浮体に搭載されたウインチや推進装置を用いて沈設過程を制御するため、浮体式洋上風力発電に類似した運用が可能となる。一方で、風・波・潮流といった外乱環境下において、補助浮体および基礎の位置・姿勢を高精度に維持するためには、自動位置保持 (Dynamic

Positioning, DP) 制御技術の導入が不可欠である. 本研究では, 補助浮体に設置された 3 基のアジマススラスタを用いた DP 制御について検討する.

船舶の DP 制御に関しては, ロバスト制御 [10, 11], 状態オブザーバ [12, 13], 最適制御 [14, 15], 推力配分問題 [16, 17] など, 多くの研究が蓄積されてきた. しかし, MBJF 基礎と剛結合された支援船を対象とし, 沈設過程を想定した DP 制御系の設計と, 過剰駆動系に対する推力配分を統合的に扱った研究は依然として限定的である. 特に, 支援船が三基のスラスタを有する過剰駆動系である場合, 推力変動を抑制しつつ所要の力・モーメントを生成する推力配分手法が重要となる.

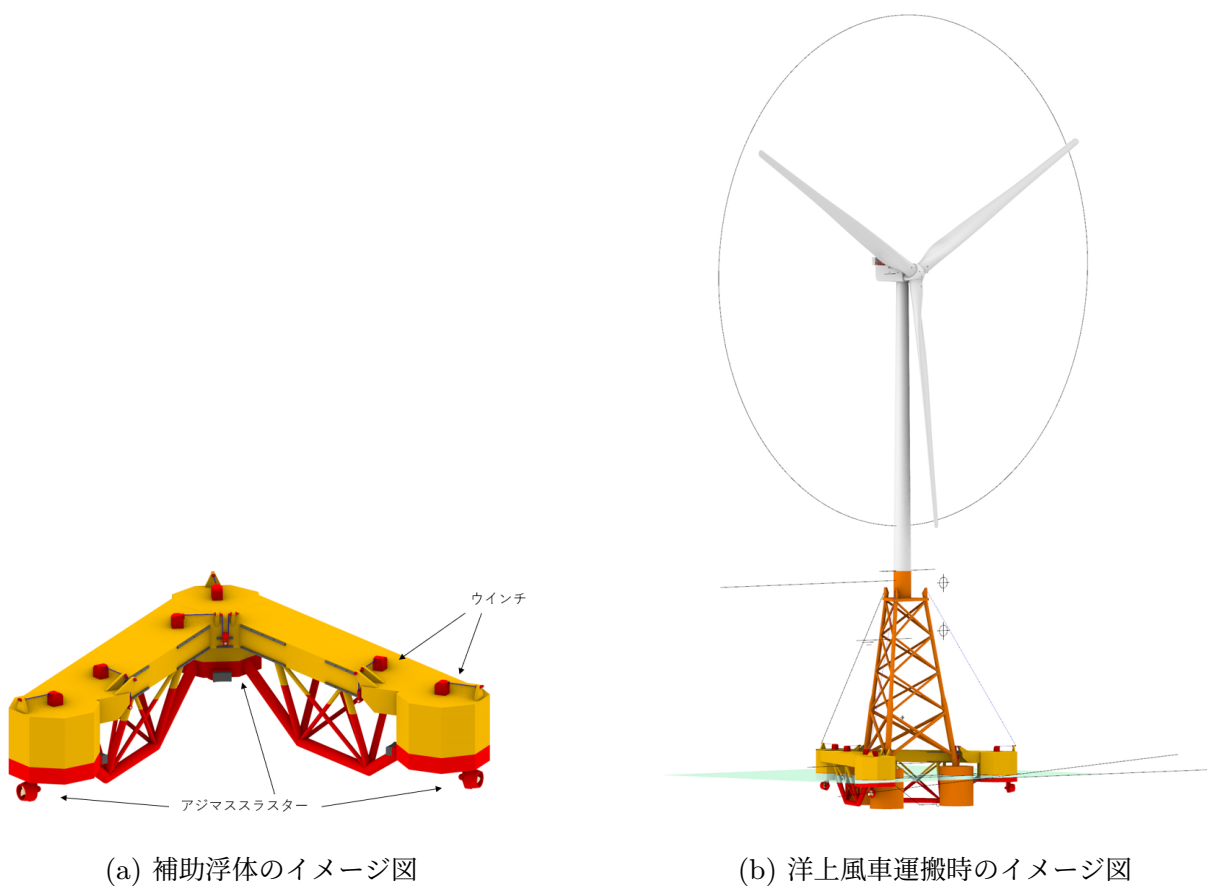


Fig.1.6: 補助浮体と洋上風車運搬時のイメージ図



(a) SEP 船による施工の様子（出典：清水建設株式会社 [18]）



(b) 湿式曳航の様子（出典：NEDO [19]）

Fig.1.7: SEP 船による施工と湿式曳航の様子

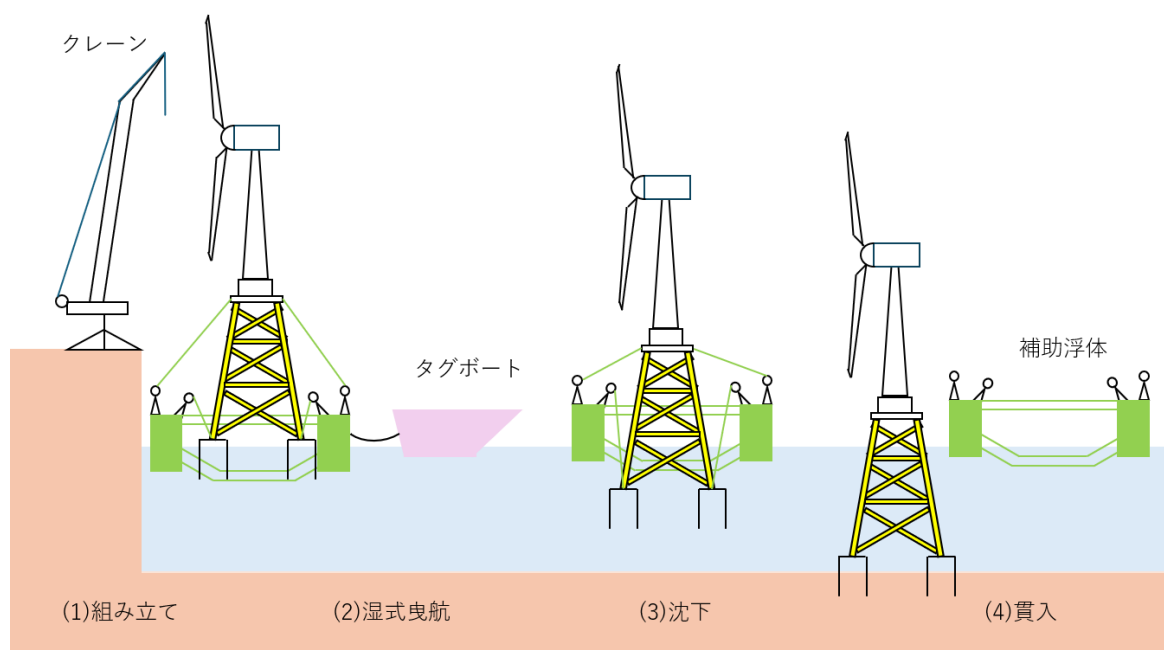


Fig.1.8: スカートサクションを適用した洋上風車の施工手順

1.2 研究目的

以上の背景を踏まえ，本研究では，補助浮体に搭載された 3 つのアジマススラスタを用いて，外乱下において洋上風車の位置および方位を高精度に制御可能な DP 制御手法の構築を目的とする．具体的には，3 自由度運動モデルを基に，サーボ型 DP 制御系を設計するとともに，正則化最小二乗法に基づく推力配分アルゴリズムを導入する．数値シミュレーションを通じて，静水中および実海象条件下における制御性能を検証し，将来的な実機適用および水槽実験への展開につながる知見を得ることを本研究の目的とする．

第 2 章

計算手法

2.1 数理モデルの構築

本節では、本研究で対象とするプラットフォームの運動を記述する数理モデルを導出する。まず、座標系の定義を行い、次にニュートン・オイラー方程式に基づく運動方程式を示す。

2.1.1 座標系の定義とニュートン・オイラー方程式

使用する座標系を Fig. 2.1 に示す。地球固定座標系を $O-XY$ 、船体重心を原点とする船体固定座標系を $o-xy$ と定義する。

船体固定座標系において表される速度ベクトルを $\boldsymbol{\nu} \in \mathbb{R}^3$ 、地球固定座標系において表される位置および姿勢ベクトルを $\boldsymbol{\eta} \in \mathbb{R}^3$ とする。また、 $\mathbf{J}(\boldsymbol{\eta}) \in \mathbb{R}^{3 \times 3}$ を座標変換行列、 $\mathbf{M}_{RB} \in \mathbb{R}^{3 \times 3}$ を剛体慣性行列、 $\mathbf{C}_{RB}(\boldsymbol{\nu}) \in \mathbb{R}^{3 \times 3}$ を剛体の運動に伴うコリオリ・遠心力行列とする。

Fossen(2011) [20] によると、これらを用いてプラットフォームの運動は次式で記述される。

$$\begin{aligned} \dot{\boldsymbol{\eta}} &= \mathbf{J}(\boldsymbol{\eta})\boldsymbol{\nu}, \\ \mathbf{M}_{RB}\dot{\boldsymbol{\nu}} + \mathbf{C}_{RB}(\boldsymbol{\nu})\boldsymbol{\nu} &= \boldsymbol{\tau}_{RB}. \end{aligned} \tag{2.1}$$

ここで、位置・姿勢ベクトル $\boldsymbol{\eta}$ および速度ベクトル $\boldsymbol{\nu}$ は、それぞれ次式で定義される。

$$\boldsymbol{\eta} = \begin{bmatrix} X & Y & \psi \end{bmatrix}^T, \tag{2.2}$$

$$\boldsymbol{\nu} = \begin{bmatrix} u & v & r \end{bmatrix}^T, \tag{2.3}$$

ただし、 X, Y は地球固定座標系における船体重心位置、 ψ はヨー角、 u, v は船体固定座標

系における並進速度成分, r はヨー角速度である.

剛体慣性行列 $\mathbf{M}_{RB}$ は, 質量 m およびヨー慣性モーメント I_z を用いて次式で与えられる.

$$\mathbf{M}_{RB} = \begin{bmatrix} m & 0 & 0 \\ 0 & m & 0 \\ 0 & 0 & I_z \end{bmatrix}. \quad (2.4)$$

また, コリオリ・遠心力行列 $\mathbf{C}_{RB}(\boldsymbol{\nu})$ は次式で表される.

$$\mathbf{C}_{RB}(\boldsymbol{\nu}) = \begin{bmatrix} 0 & 0 & -mv \\ 0 & 0 & mu \\ mv & -mu & 0 \end{bmatrix}. \quad (2.5)$$

ここで, $\boldsymbol{\tau}_{RB}$ は船体に作用する外力ベクトルであり, 風外力, 流体力およびスラスタによる推力を含めて次式で定義する.

$$\boldsymbol{\tau}_{RB} = \boldsymbol{\tau}_{\text{hyd}} + \boldsymbol{\tau}_{\text{wind}} + \boldsymbol{\tau}. \quad (2.6)$$

さらに, 本研究では平面内の 3 自由度運動 (サージ, スウェイ, ヨー) のみを考慮する. このとき, 座標変換行列 $\mathbf{J}(\boldsymbol{\eta})$ はヨー角 ψ のみに依存し, 次式で与えられる.

$$\mathbf{J}(\boldsymbol{\eta}) = \mathbf{R}(\psi) = \begin{bmatrix} \cos \psi & -\sin \psi & 0 \\ \sin \psi & \cos \psi & 0 \\ 0 & 0 & 1 \end{bmatrix}. \quad (2.7)$$

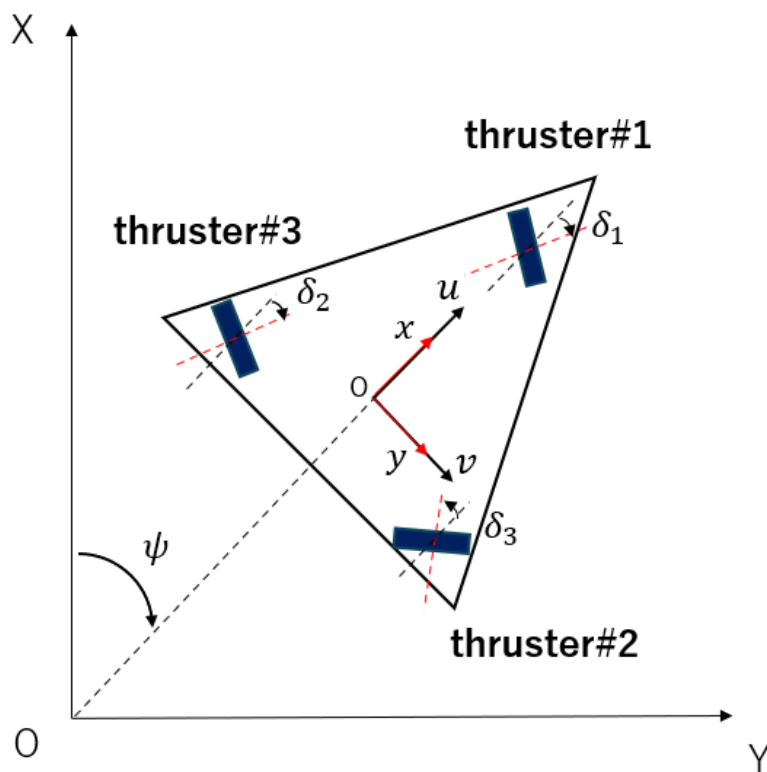


Fig.2.1: 座標系

2.1.2 風車に作用する空力

風車に作用する空力は翼素理論に基づいて算出する．風による外力およびモーメントは次式で与えられる．

$$\tau_{\text{wind}} = \begin{bmatrix} F_{Ax} \\ F_{Ay} \\ M_{Az} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} -\frac{1}{2}\rho_a C_{ax}(\alpha) A_{bd} V^2 \\ -\frac{1}{2}\rho_a C_{ay}(\alpha) A_{bd} V^2 \\ -\frac{1}{2}\rho_a C_{am}(\alpha) R_r A_{bd} V^2 \end{bmatrix}. \quad (2.8)$$

ここで、 ρ_a は空気密度、 A_{bd} は代表的なブレード投影面積、 R_r は代表長さ、 V は風速である． C_{ax} 、 C_{ay} 、 C_{am} は空力係数、 α はロータ平面に対する風の入射角を表す．風車停止中の状態を対象として、風況条件として、風速 10 m/s の一様風を仮定し、風車ナセルのヨー角を 0° から 360° まで 10° 刻みで変化させ、各ヨー角における空力係数を OpenFAST [21] を用いて算出した．

2.1.3 風車プラットフォームに作用する流体力

Fossen(2011) [20] によると, プラットフォームに作用する流体力は, 付加質量効果, ポテンシャル項による減衰, 粘性減衰および波浪・潮流による外力を考慮し, 次式で表される.

$$\tau_{\text{hyd}} = -\mathbf{M}_A \dot{\boldsymbol{\nu}}_r - \mathbf{C}_A(\boldsymbol{\nu}_r) \boldsymbol{\nu}_r - \mathbf{D}(\boldsymbol{\nu}_r) \boldsymbol{\nu}_r - \int_0^t \mathbf{K}(t-s) \ddot{\boldsymbol{\nu}}(s) ds + \boldsymbol{\tau}_{\text{wave}} + \boldsymbol{\tau}_{\text{current}} \quad (2.9)$$

ここで, $\boldsymbol{\nu}_r = \boldsymbol{\nu} - \boldsymbol{\nu}_c = [u_r, v_r, r]^T$ は潮流速度 $\boldsymbol{\nu}_c$ に対する相対速度である. M_A は付加質量行列, C_A は流体力学的コリオリ・遠心力行列, D は減衰係数行列, $K(t)$ は遅延関数を表す. また, $\boldsymbol{\tau}_{\text{wave}}$ は波浪による外力, $\boldsymbol{\tau}_{\text{current}}$ は潮流による外力である.

周波数依存の流体力係数の算出にはポテンシャル流ソルバー WAMIT [22] を用いた. 一方, 粘性減衰に関する係数は縮尺模型実験に基づいて算出した. 具体的には, 九州大学応用力学研究所深海機器力学実験水槽において, 実験模型を一定速度で曳航し, 途中でパルス状の外力を印加することにより, サージ, スウェイおよびヨーの自由減衰挙動を測定した. その後, Fig. 2.2 に示すように, 最小二乗法を用いて解析モデルの粘性係数を同定した.

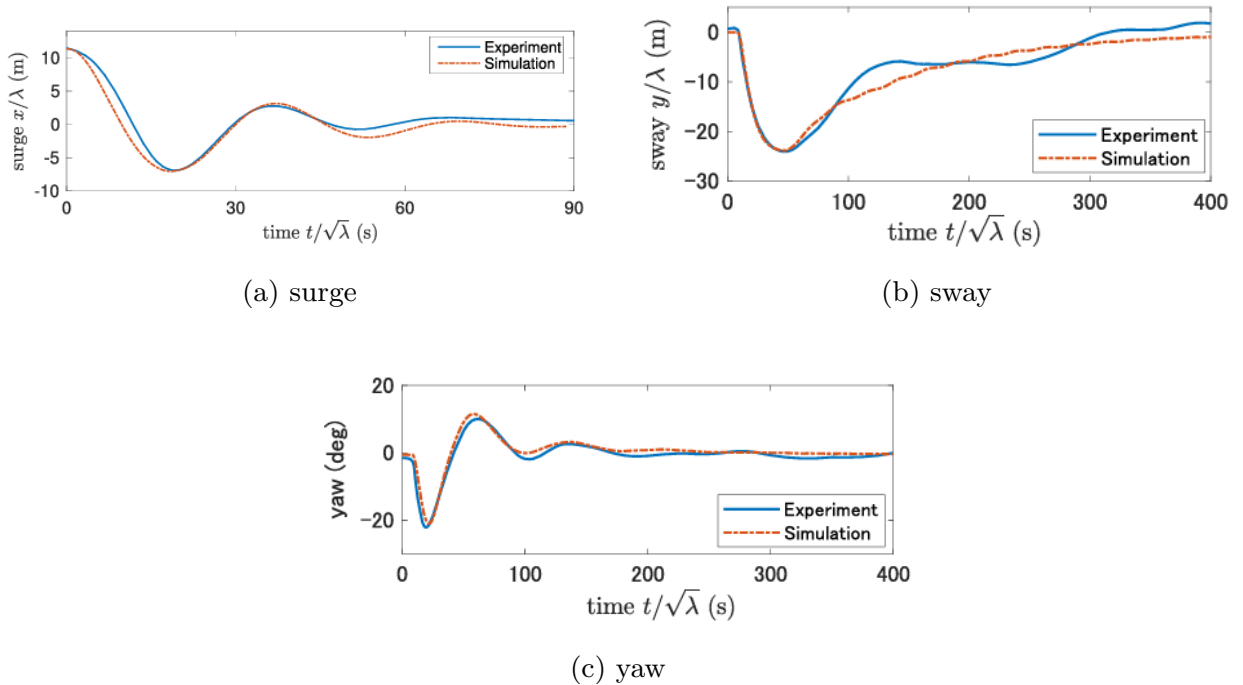


Fig.2.2: 自由減衰試験の結果 [8]

遅延関数

遅延関数 $K(t)$ は、放射減衰係数を用いて次式により求められる。

$$K_{ij}(t) = \frac{2}{\pi} \int_0^\infty B_{ij}(\omega) \cos(\omega t) d\omega, \quad (i, j = 1, 2, 3) \quad (2.10)$$

ここで、 $B_{ij}(\omega)$ は放射減衰係数であり、WAMIT [22] により算出した。

波浪による外力

プラットフォームには規則波が作用すると仮定し、ポテンシャル理論に基づいて波浪による外力を算出する。波浪による外力は1次波力の応答関数を用いて次式で表される。

$$\tau_{\text{wave}} = \begin{bmatrix} F_{W_x} \\ F_{W_y} \\ M_{W_z} \end{bmatrix} = \rho g |F_{\text{wave1}}(\omega_e, \beta)| A \cos(\omega_e t + \angle F_{\text{wave1}}(\omega_e, \beta) + \epsilon) \quad (2.11)$$

ここで、 $|F_{\text{wave1}}(\omega_e, \beta)|$ および $\angle F_{\text{wave1}}(\omega_e, \beta)$ は1次波力の応答関数の振幅および位相である。 A は波振幅、 ω は波周波数、 ω_e は遭遇周波数、 β は、船体固定座標系の x 軸と波向のなす角、 ϵ はランダム位相角を表す。

H を規則波の波高、 T を波周期とすると、波振幅、波周波数は以下の式で計算できる。

$$A = \frac{H}{2}, \quad \omega = \frac{2\pi}{T} \quad (2.12)$$

1次波力の応答関数は WAMIT [22] により算出した。遭遇周波数 ω_e は次式で与えられる。

$$\omega_e = \omega - \frac{\omega^2}{g} U \cos \beta \quad (2.13)$$

潮流による外力

潮流による外力およびモーメントは次式で与えられる。

$$\tau_{\text{current}} = \begin{bmatrix} F_{C_x} \\ F_{C_y} \\ M_{C_z} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} -\frac{1}{2} \rho_w C_x(\gamma) A_{fc} U_r^2 \\ -\frac{1}{2} \rho_w C_y(\gamma) A_{lc} U_r^2 \\ -\frac{1}{2} \rho_w C_n(\gamma) A_{lc} L U_r^2 \end{bmatrix} \quad (2.14)$$

ここで、 ρ_w は水の密度、 A_{fc} および A_{lc} はそれぞれ正面および側面投影面積、 L は船体長である。 U_r は潮流に対する相対速度の大きさ、 γ は船体固定座標系の x 軸と潮流速度ベク

トルのなす角, C_x , C_y , C_n は潮流力係数であり, Fig. 2.3 に示すように, 実験データに基づき最小二乗法により同定した.

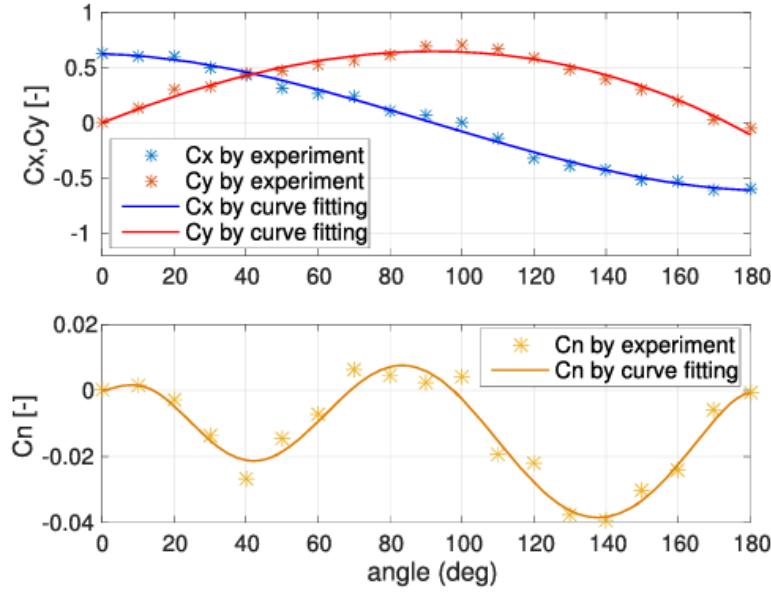


Fig.2.3: 潮流力係数 [8]

操縦係数行列

付加質量行列, コリオリ・遠心力行列および減衰行列は以下のように定義する.

$$\mathbf{M}_A = \begin{bmatrix} m_x & 0 & 0 \\ 0 & m_y & 0 \\ 0 & 0 & J_z \end{bmatrix} \quad (2.15)$$

$$\mathbf{C}_A(\boldsymbol{\nu}_r) = \begin{bmatrix} 0 & 0 & -m_y v_r \\ 0 & 0 & m_x u_r \\ m_y v_r & -m_x u_r & 0 \end{bmatrix} \quad (2.16)$$

$$\mathbf{D}(\boldsymbol{\nu}_r) = \begin{bmatrix} -X_u - X_{|u|u}|u_r| & 0 & 0 \\ 0 & -Y_v - Y_{|v|v}|v_r| & 0 \\ 0 & 0 & -N_r - N_{|r|r}|r| \end{bmatrix} \quad (2.17)$$

2.1.4 運動方程式

以上より, プラットフォームの運動方程式は次式で表される.

$$\mathbf{M}_{RB}\dot{\boldsymbol{\nu}} + \mathbf{C}_{RB}(\boldsymbol{\nu})\boldsymbol{\nu} + \mathbf{M}_A\dot{\boldsymbol{\nu}}_r + \mathbf{C}_A(\boldsymbol{\nu}_r)\boldsymbol{\nu}_r + \mathbf{D}(\boldsymbol{\nu}_r)\boldsymbol{\nu}_r = \boldsymbol{\tau} + \boldsymbol{\tau}_{\text{wind}} + \boldsymbol{\tau}_{\text{wave}} + \boldsymbol{\tau}_{\text{current}} \quad (2.18)$$

潮流が渦なしで一定であると仮定すると、次の相対速度表現が得られる。

$$(\mathbf{M}_{RB} + \mathbf{M}_A)\dot{\boldsymbol{\nu}}_r + (\mathbf{C}_{RB}(\boldsymbol{\nu}_r) + \mathbf{C}_A(\boldsymbol{\nu}_r))\boldsymbol{\nu}_r + \mathbf{D}(\boldsymbol{\nu}_r)\boldsymbol{\nu}_r = \boldsymbol{\tau} + \boldsymbol{\tau}_{\text{wind}} + \boldsymbol{\tau}_{\text{wave}} + \boldsymbol{\tau}_{\text{current}} \quad (2.19)$$

$\boldsymbol{\tau} = \begin{bmatrix} F_{Tx} & F_{Ty} & M_{Tz} \end{bmatrix}^T$ として成分ごとに展開すると次式となる。

$$\begin{aligned} (m + m_x)\dot{u}_r - (m + m_y)v_r r - X_u u_r - X_{|u|u}|u_r|u_r &= F_{Tx} + F_{Ax} + F_{Wx} + F_{Cx}, \\ (m + m_y)\dot{v}_r + (m + m_x)u_r r - Y_v v_r - Y_{|v|v}|v_r|v_r &= F_{Ty} + F_{Ay} + F_{Wy} + F_{Cy}, \\ (I_z + J_z)\dot{r} + (m_y - m_x)u_r v_r - N_r r - N_{|r|r}|r|r &= M_{Tz} + M_{Az} + M_{Wz} + M_{Cz}. \end{aligned} \quad (2.20)$$

2.2 線形モデルの構築

2.2.1 運動方程式の線形化

式 (2.20) に対して、微小な運動を仮定し、2 次以上の非線形項を無視することにより線形化を行う。その結果、運動方程式は次式で与えられる。

$$\begin{aligned} (m + m_x)\dot{u} - X_u u &= F_{Tx} + F_{dx}, \\ (m + m_y)\dot{v} - Y_v v &= F_{Ty} + F_{dy}, \\ (I_z + J_z)\dot{r} - N_r r &= M_{Tz} + M_{dz}. \end{aligned} \quad (2.21)$$

ここで、

$$\begin{aligned} F_{dx} &= F_{Ax} + F_{Wx} + F_{Cx}, \\ F_{dy} &= F_{Ay} + F_{Wy} + F_{Cy}, \\ M_{dz} &= M_{Az} + M_{Wz} + M_{Cz}. \end{aligned} \quad (2.22)$$

であり、それぞれ風、波浪および潮流による外力・モーメントを表す。

2.2.2 状態方程式の導出

制御対象は 3 入力 3 出力の線形時不変システムであり、可制御かつ可観測であると仮定する。システムは次の状態方程式で表される。

$$\dot{\mathbf{x}} = \mathbf{A}\mathbf{x} + \mathbf{B}\mathbf{u} + \mathbf{d}, \quad (2.23)$$

$$\mathbf{y} = \mathbf{C}\mathbf{x}, \quad (2.24)$$

ここで, $\mathbf{x} = [\mathbf{p}^T, \dot{\mathbf{p}}^T]^T$ は状態変数ベクトル, $\mathbf{u} = \boldsymbol{\tau}$ は入力ベクトル, $\mathbf{y} = \mathbf{p}$ は出力ベクトルである. 行列の次元は $\mathbf{A} \in \mathbb{R}^{6 \times 6}$, $\mathbf{B} \in \mathbb{R}^{6 \times 3}$, $\mathbf{C} \in \mathbb{R}^{3 \times 6}$, $\mathbf{d} \in \mathbb{R}^{6 \times 1}$ である. ただし, $\dot{\mathbf{p}} = \boldsymbol{\nu}$ である. 状態行列, 入力行列, 出力行列および外乱ベクトルは以下のように定義される.

$$\mathbf{A} = \begin{bmatrix} 0 & 0 & 0 & 1 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 1 \\ 0 & 0 & 0 & -\frac{X_u}{m+m_x} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & -\frac{Y_v}{m+m_y} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & -\frac{N_r}{I_z+J_z} \end{bmatrix} \quad (2.25)$$

$$\mathbf{B} = \begin{bmatrix} 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \\ \frac{1}{m+m_x} & 0 & 0 \\ 0 & \frac{1}{m+m_y} & 0 \\ 0 & 0 & \frac{1}{I_z+J_z} \end{bmatrix} \quad (2.26)$$

$$\mathbf{C} = \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 1 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 1 & 0 & 0 & 0 \end{bmatrix} \quad (2.27)$$

$$\mathbf{d} = \begin{bmatrix} 0 \\ 0 \\ 0 \\ \frac{F_{d_x}}{m+m_x} \\ \frac{F_{d_y}}{m+m_y} \\ \frac{M_{d_z}}{I_z+J_z} \end{bmatrix} \quad (2.28)$$

2.3 線形モデルに基づく制御器設計

本節では, 前節で導出した線形モデルに基づき, 目標値追従を目的とした制御器設計を行う. 基礎理論について, 文献 [23, 24] を参考にした. 定常偏差を除去するため, 本研究では積分器を含むサーボ系を採用する. なお, 行列 $\begin{bmatrix} \mathbf{A} & \mathbf{B} \\ \mathbf{C} & \mathbf{0} \end{bmatrix}$ が正則であることを前提条件とする.

2.3.1 積分型サーボシステム

Fig. 2.4 より, 閉ループシステムは式 (2.23), (2.24) および次式で表される制御則により構成される.

$$u = -Fx + Kz, \quad \dot{z} = -Cx + y_r, \quad (2.29)$$

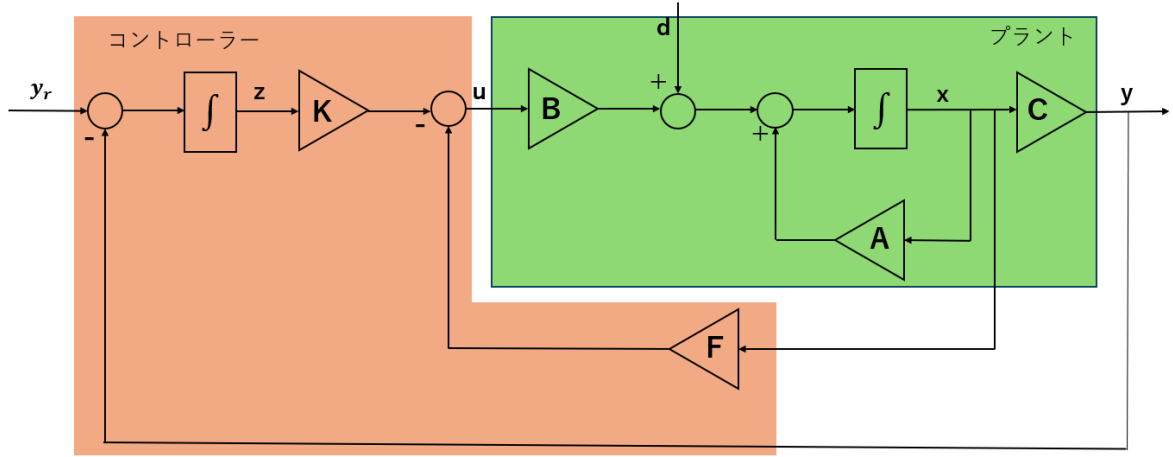


Fig.2.4: 積分型サーボシステムのブロック線図

ここでは外乱 d を無視して考える. 制御入力 u の時間微分を計算すると,

$$\begin{aligned} \dot{u} &= -F\dot{x} + K\dot{z} \\ &= -F(Ax + Bu) + K(-Cx + y_r) \\ &= -\begin{bmatrix} F & K \end{bmatrix} \begin{bmatrix} A & B \\ C & 0 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} x \\ u \end{bmatrix} + Ky_r \end{aligned} \quad (2.30)$$

となる.

ここで, x, u を状態変数ベクトルとした拡大系を考えると, 制御系は次式で表される.

$$\begin{bmatrix} \dot{x} \\ \dot{u} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} I_6 & 0 \\ -F & -K \end{bmatrix} \begin{bmatrix} A & B \\ C & 0 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} x \\ u \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} 0 \\ K \end{bmatrix} y_r \quad (2.31)$$

$$y = \begin{bmatrix} C & 0 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} x^T & u^T \end{bmatrix}^T \quad (2.32)$$

で与えられる.

本研究では, $F \in \mathbb{R}^{3 \times 6}$, $K \in \mathbb{R}^{3 \times 3}$ を設計パラメータとする.

定常値からの偏差を

$$\mathbf{x}_e = \mathbf{x} - \mathbf{x}(\infty), \quad \mathbf{u}_e = \mathbf{u} - \mathbf{u}(\infty), \quad \mathbf{e} = \mathbf{y} - \mathbf{y}_r$$

と定義する.

このとき,

$$\begin{bmatrix} \dot{\mathbf{x}}_e \\ \dot{\mathbf{u}}_e \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \dot{\mathbf{x}} \\ \dot{\mathbf{u}} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} I_6 & 0 \\ -F & -K \end{bmatrix} \begin{bmatrix} A & B \\ C & 0 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \mathbf{x} \\ \mathbf{u} \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} 0 \\ K \end{bmatrix} \mathbf{y}_r \quad (2.33)$$

が成り立つ.

また,

$$\begin{bmatrix} \mathbf{x} \\ \mathbf{u} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \mathbf{x}_e \\ \mathbf{u}_e \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} \mathbf{x}(\infty) \\ \mathbf{u}(\infty) \end{bmatrix} \quad (2.34)$$

である.

式 (2.33) において, 定常状態では $\dot{\mathbf{x}} = 0, \dot{\mathbf{u}} = 0$ であることを用いると,

$$\begin{bmatrix} \mathbf{x}(\infty) \\ \mathbf{u}(\infty) \end{bmatrix} = - \begin{bmatrix} A & B \\ C & 0 \end{bmatrix}^{-1} \begin{bmatrix} I_6 & 0 \\ -K^{-1}F & -K^{-1} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} 0 \\ K \end{bmatrix} \mathbf{y}_r = \begin{bmatrix} A & B \\ C & 0 \end{bmatrix}^{-1} \begin{bmatrix} 0 \\ I_3 \end{bmatrix} \mathbf{y}_r \quad (2.35)$$

が得られる.

また,

$$\begin{bmatrix} A & B \\ C & 0 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} A & B \\ C & 0 \end{bmatrix}^{-1} = \begin{bmatrix} I_6 & 0 \\ 0 & I_3 \end{bmatrix} = I_9 \quad (2.36)$$

より

$$\begin{bmatrix} C & 0 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} A & B \\ C & 0 \end{bmatrix}^{-1} = \begin{bmatrix} 0 & I_3 \end{bmatrix} \quad (2.37)$$

である.

式 (2.33)~(2.35),(2.37) より

$$\begin{aligned} \begin{bmatrix} \dot{\mathbf{x}}_e \\ \dot{\mathbf{u}}_e \end{bmatrix} &= \begin{bmatrix} \dot{\mathbf{x}} \\ \dot{\mathbf{u}} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} I_6 & 0 \\ -F & -K \end{bmatrix} \begin{bmatrix} A & B \\ C & 0 \end{bmatrix} \left\{ \begin{bmatrix} \mathbf{x}_e \\ \mathbf{u}_e \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} A & B \\ C & 0 \end{bmatrix}^{-1} \begin{bmatrix} 0 \\ I_3 \end{bmatrix} \mathbf{y}_r \right\} + \begin{bmatrix} 0 \\ K \end{bmatrix} \mathbf{y}_r \\ &= \begin{bmatrix} I_6 & 0 \\ -F & -K \end{bmatrix} \begin{bmatrix} A & B \\ C & 0 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \mathbf{x}_e \\ \mathbf{u}_e \end{bmatrix} \\ &= \begin{bmatrix} A & B \\ 0 & 0 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \mathbf{x}_e \\ \mathbf{u}_e \end{bmatrix} - \begin{bmatrix} 0 \\ I_3 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} F & K \end{bmatrix} \begin{bmatrix} A & B \\ C & 0 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \mathbf{x}_e \\ \mathbf{u}_e \end{bmatrix} \end{aligned} \quad (2.38)$$

が得られる.

一方, 偏差出力は

$$\begin{aligned}
 e &= \begin{bmatrix} C & 0 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \mathbf{x} \\ \mathbf{u} \end{bmatrix} - \mathbf{y}_r \\
 &= \begin{bmatrix} C & 0 \end{bmatrix} \left\{ \begin{bmatrix} \mathbf{x}_e \\ \mathbf{u}_e \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} A & B \\ C & 0 \end{bmatrix}^{-1} \begin{bmatrix} 0 \\ I_3 \end{bmatrix} \mathbf{y}_r \right\} - \mathbf{y}_r \\
 &= \begin{bmatrix} C & 0 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \mathbf{x}_e^T & \mathbf{u}_e^T \end{bmatrix}^\top
 \end{aligned} \tag{2.39}$$

と表される.

ここで

$$\begin{bmatrix} F & K \end{bmatrix} \begin{bmatrix} A & B \\ C & 0 \end{bmatrix} = F_e \tag{2.40}$$

と定義すると, 拡大系は

$$\begin{bmatrix} \dot{\mathbf{x}}_e \\ \dot{\mathbf{u}}_e \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} A & B \\ 0 & 0 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \mathbf{x}_e \\ \mathbf{u}_e \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} 0 \\ I_3 \end{bmatrix} \mathbf{v} \tag{2.41}$$

$$e = \begin{bmatrix} C & 0 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \mathbf{x}_e^T & \mathbf{u}_e^T \end{bmatrix}^\top \tag{2.42}$$

に

$$\mathbf{v} = -F_e \begin{bmatrix} \mathbf{x}_e \\ \mathbf{u}_e \end{bmatrix} \tag{2.43}$$

の状態フィードバックを施したレギュレータとみなすことができる.

2.3.2 フィードバックゲインの設計法

極配置法

拡大状態ベクトル, 拡大系のシステム行列および入力行列を

$$\boldsymbol{\xi} = \begin{bmatrix} \mathbf{x}_e \\ \mathbf{u}_e \end{bmatrix}, \quad A_e = \begin{bmatrix} A & B \\ 0 & 0 \end{bmatrix}, \quad B_e = \begin{bmatrix} 0 \\ I_3 \end{bmatrix} \tag{2.44}$$

と定義する.

このとき, 拡大系の状態方程式 (式 (2.41)) は

$$\dot{\boldsymbol{\xi}} = (A_e - B_e F_e) \boldsymbol{\xi} \tag{2.45}$$

と表される.

式 (2.45) で与えられる線形微分方程式の解は,

$$\xi(t) = \exp\{(A_e - B_e F_e) t\} \xi(0) \quad (2.46)$$

である.

ここで,

$$\lim_{t \rightarrow \infty} \xi(t) = \mathbf{0} \quad (2.47)$$

が成り立つとき, 系は漸近安定であるという.

これが成り立つための必要十分条件は, 行列 $(A_e - B_e F_e)$ のすべての固有値の実部が負となることである. そこで, 極配置法を用い, $(A_e - B_e F_e)$ の固有値が所望の値となるよう, 状態フィードバックゲイン F_e を設計する. F_e が求まったら

$$\begin{bmatrix} F & K \end{bmatrix} = F_e \begin{bmatrix} A & B \\ C & 0 \end{bmatrix}^{-1} \quad (2.48)$$

により, 設計対象であるフィードバックゲイン F および積分ゲイン K が得られる.

可制御性確保のためのスケーリング

(A_e, B_e) に対して極配置を試みたが, 船体の大きな質量, 慣性モーメントにより B 行列の各要素の値が非常に小さく, 可制御性行列が数値的に悪条件となり, 所望の極を与えることはできなかった. そこで, (A_e, B_e) の可制御性行列を好条件にするため, システム状態, 入力のスケーリングを行う [25]. そのために以下の対角行列を定義する. ただし, $S_u = S_v$ とする.

$$S_x \in \mathbb{R}^{6 \times 6}, \quad S_u \in \mathbb{R}^{3 \times 3}, \quad S_v \in \mathbb{R}^{3 \times 3}. \quad (2.49)$$

$$S_x = \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 1 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 1 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix}, \quad S_u = \begin{bmatrix} 6 \times 10^{-8} & 0 & 0 \\ 0 & 6 \times 10^{-8} & 0 \\ 0 & 0 & 9 \times 10^{-10} \end{bmatrix}. \quad (2.50)$$

これらを用いて, スケーリング後の変数を次のように定義する.

$$x_s = S_x x, \quad u_s = S_u u, \quad v_s = S_v v. \quad (2.51)$$

拡大系の状態変数ベクトル $\xi = \begin{bmatrix} x_e \\ u_e \end{bmatrix}$ に対し, スケーリング後の拡大系の状態変数ベクトル

を $\xi_s = \begin{bmatrix} x_s \\ u_s \end{bmatrix}$, スケーリング行列を

$$S_e = \begin{bmatrix} S_x & 0 \\ 0 & S_u \end{bmatrix}$$

と定義する.

元の拡大系

$$\dot{\xi} = A_e \xi + B_e v \quad (2.52)$$

に対して, 上記のスケーリングを施すと,

$$\dot{\xi}_s = A_{e,s} \xi_s + B_{e,s} v_s \quad (2.53)$$

が得られる. ただし,

$$A_{e,s} = S_e A_e S_e^{-1} = \begin{bmatrix} S_x A S_x^{-1} & S_x B S_u^{-1} \\ 0 & 0 \end{bmatrix} \quad (2.54)$$

$$B_{e,s} = S_e B_e S_v^{-1} = \begin{bmatrix} 0 \\ S_u S_v^{-1} \end{bmatrix}. \quad (2.55)$$

である. ここで, $S_v = S_u$ であるため,

$$B_{e,s} = \begin{bmatrix} 0 \\ I_3 \end{bmatrix} \quad (2.56)$$

となる.

スケーリング後の系 $(A_{e,s}, B_{e,s})$ に対して, 極配置法により

$$v_s = -F_{es} \xi_s \quad (2.57)$$

を設計する.

これを物理単位に戻すと,

$$v = S_v^{-1} v_s = -S_v^{-1} F_{es} S_e \xi := -F_e \xi \quad (2.58)$$

となる.

したがって、元の拡張状態 ξ に対するフィードバックゲインは

$$F_e = S_v^{-1} F_{es} S_e \quad (2.59)$$

で与えられる．極は Fig. 2.5 に示すように、ステップ応答におけるサージ、スウェイ、およびヨー運動の定常状態への収束時間がそれぞれ約 30 秒となるように配置した．

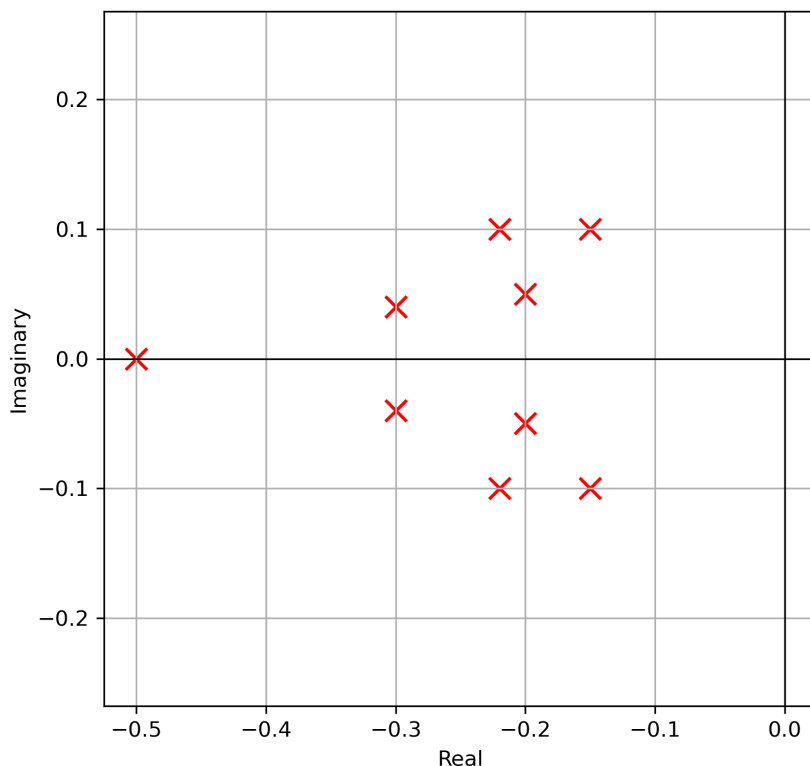


Fig.2.5: 複素平面上の極の位置

2.3.3 ノッチフィルタの設計

ノッチフィルタとは、特定の周波数成分のみを抑制することを目的としたフィルタである．海洋環境下では、波浪に起因する周期的な外力が制御系に入力されることにより、追従性能の低下やスラスタ推力の不要な変動が生じる可能性がある．そこで、本研究では、波浪成分の影響を低減するため、ノッチフィルタを制御系のフィードバックループ内に直列に配置した．

ノッチフィルタの伝達関数を次式で定義する：

$$G(s) = \frac{s^2 + 2d\zeta\omega_n s + \omega_n^2}{s^2 + 2\zeta\omega_n s + \omega_n^2}. \quad (2.60)$$

ここで、 ω_n はノッチ中心角周波数、 ζ はノッチ幅を規定する減衰係数、 d はノッチの深さを決定するパラメータである。

本研究で用いたモデルでは、波浪の周期を $T = 8.47$ s と設定しているため、ノッチ中心角周波数は

$$\omega_n = \frac{2\pi}{T} = \frac{2\pi}{8.47} \approx 0.74 \text{ rad/s} \quad (2.61)$$

とした。

$\zeta = 0.1$, $d = 0.1$ とした場合のゲイン線図を Fig. 2.6 に示す。

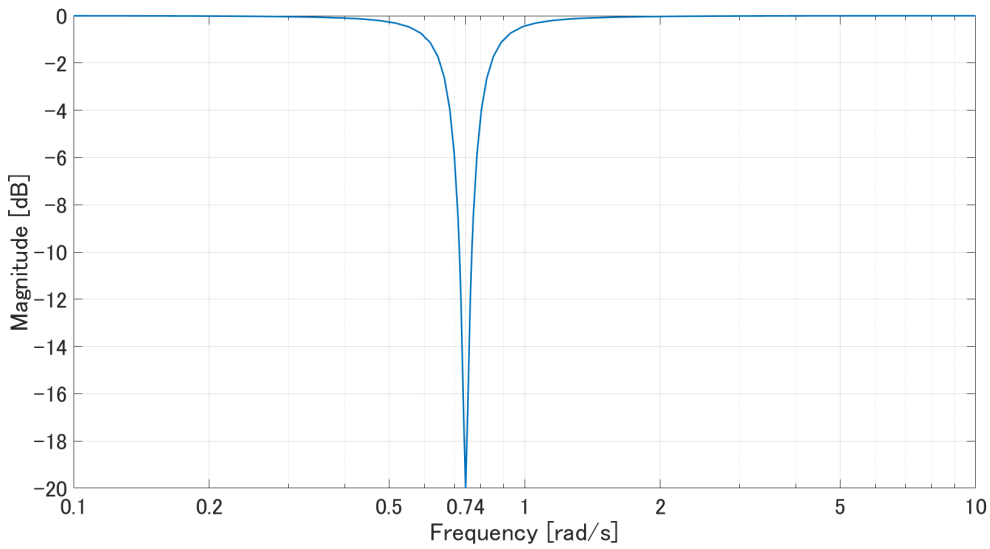


Fig.2.6: ノッチフィルタのゲイン線図

2.4 スラスタ推力計算方法

i 番目のスラスタによって生成される力の x 成分および y 成分を f_{ix}, f_{iy} とすると、Fig. 2.7 より、補助浮体が正三角形であり、その頂点にスラスタが配置されているとすると、一般化力 $\mathbf{u}$ とスラスタの力 $\mathbf{f}$ との関係は次式で表される。

$$\mathbf{u} = \begin{bmatrix} F_{Tx} \\ F_{Ty} \\ M_{Tz} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 1 & 0 & 1 & 0 & 1 & 0 \\ 0 & 1 & 0 & 1 & 0 & 1 \\ 0 & L_t & -\frac{\sqrt{3}L_t}{2} & -\frac{L_t}{2} & \frac{\sqrt{3}L_t}{2} & -\frac{L_t}{2} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} f_{1x} \\ f_{1y} \\ f_{2x} \\ f_{2y} \\ f_{3x} \\ f_{3y} \end{bmatrix} = T\mathbf{f} \quad (2.62)$$

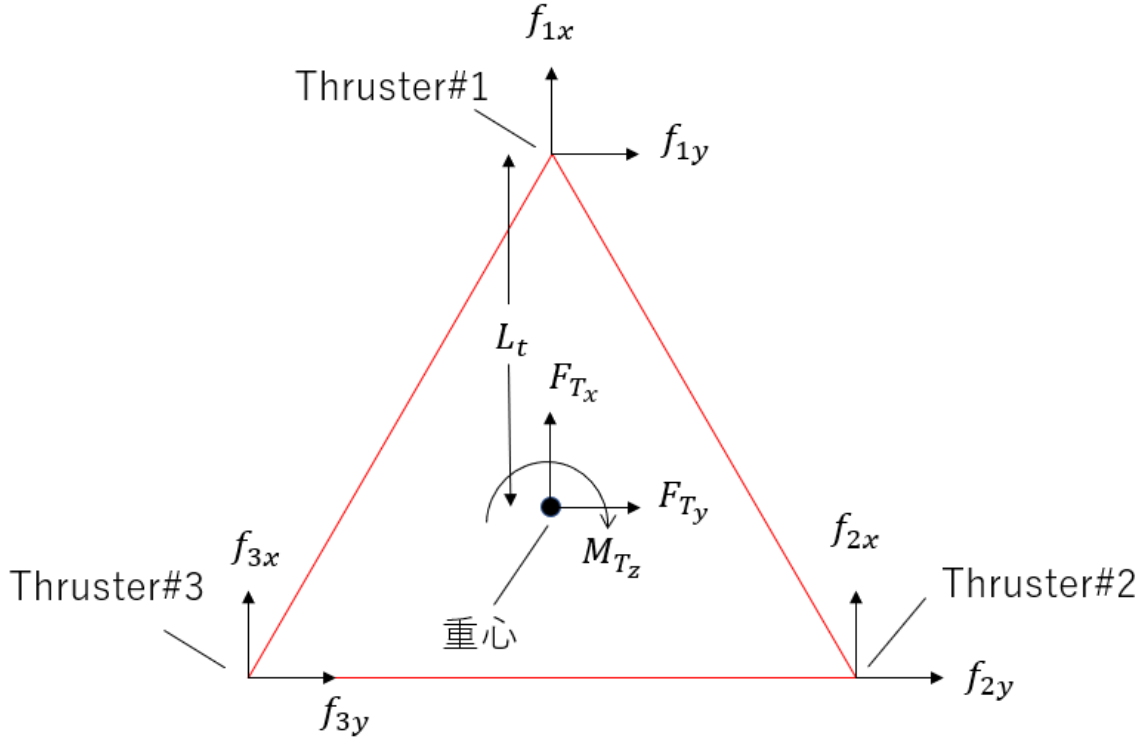


Fig.2.7: スラスターの力と一般化力の関係

スラスターの力ベクトル $\mathbf{f}$ は、一般化力 $\mathbf{u}$ から以下の正則化最小二乗問題を解くことで決定した。

$$\min_{\mathbf{f}(t)} \frac{1}{2} \|\mathbf{u}(t) - T\mathbf{f}(t)\|_2^2 + \frac{\lambda}{2} \|\mathbf{f}(t) - \mathbf{f}(t-1)\|_2^2 \quad (2.63)$$

ここで、 t は時間ステップを表し、 $\lambda > 0$ はスラスターへの推力指令の滑らかさを調整するパラメータである。

この最適化問題の解は次式で表される。

$$\mathbf{f}(t) = (T^T T + \lambda I_6)^{-1} (T^T \mathbf{u}(t) + \lambda \mathbf{f}(t-1)) \quad (2.64)$$

2.5 スラスター推力配分方法

$\mathbf{f}$ を用いて3基のスラスターに対して推力を配分する。スラスター1に対しては f_{1x}, f_{1y} 、スラスター2に対しては f_{2x}, f_{2y} 、スラスター3に対しては f_{3x}, f_{3y} を基に必要な推力、方位角、プロペラの回転方向を決定する。次ページに推力配分アルゴリズムを示す。

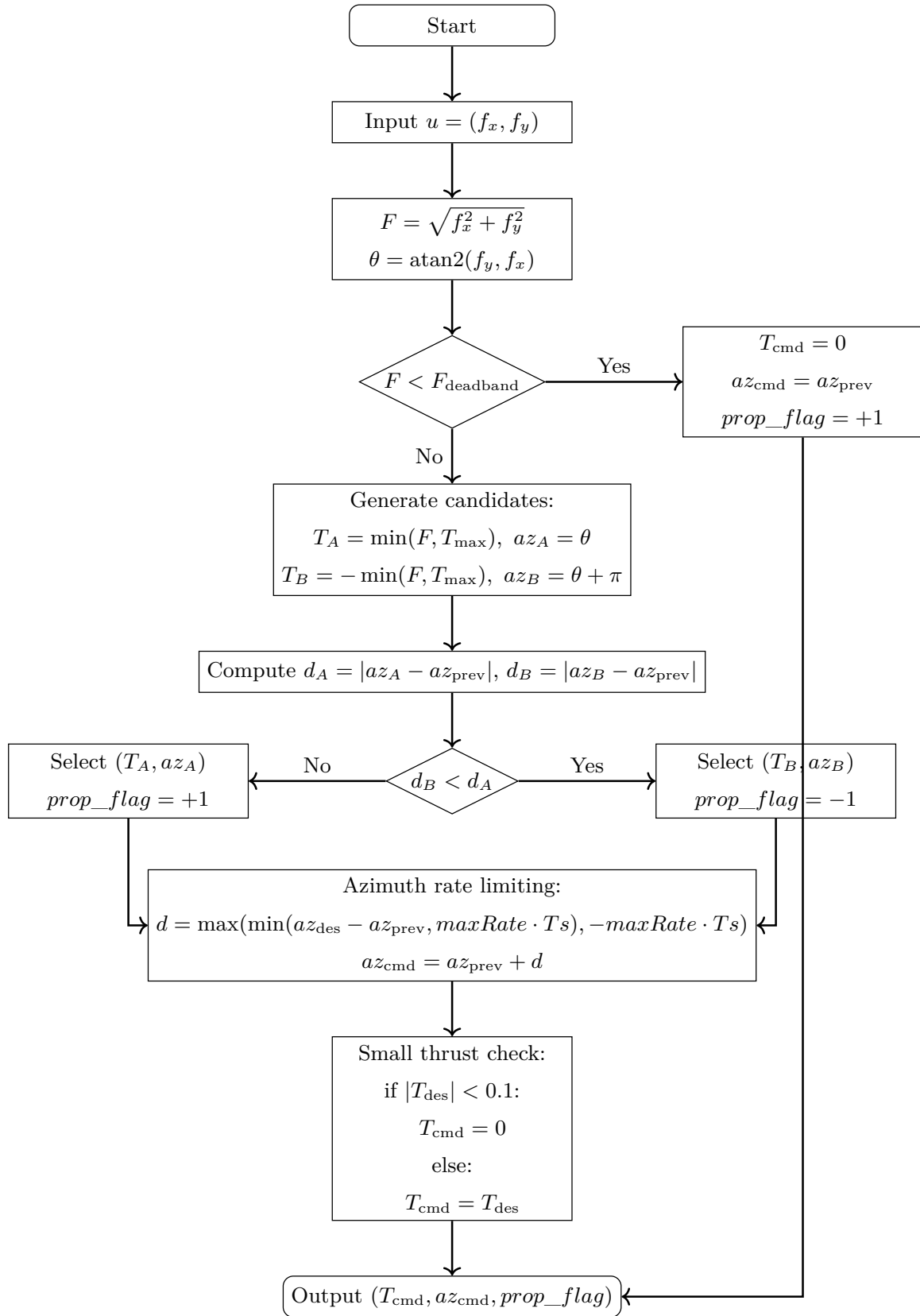


Fig.2.8: Flowchart of the thrust allocation algorithm

Table2.1: アルゴリズムの変数一覧

変数名	内容	単位
u	要求力ベクトル $[f_x; f_y]$	N
f_x	x 方向の要求力	N
f_y	y 方向の要求力	N
$azimuthRateLim$	方位角の最大回転速度	deg/s
T_s	サンプリング時間	s
$maxSlewDeg$	方位角最大回転速度 (rad/s に変換後)	rad/s
$F_{deadband}$	力のデッドバンド閾値	N
T_{max}	推力指令の最大絶対値	N
az_{prev}	前時刻の方位角	rad
F	要求推力ベクトルの大きさ	N
θ	要求推力の方位角	rad
T_A	候補 A：通常回転時の推力	N
az_A	候補 A：通常回転時の方位角	rad
T_B	候補 B：反転回転時の推力	N
az_B	候補 B：反転回転時の方位角 ($\theta + \pi$)	rad
d_A	候補 A の角度変化量 (前回から)	rad
d_B	候補 B の角度変化量 (前回から)	rad
T_{des}	選択された推力の目標値	N
az_{des}	選択された方位角目標値	rad
$prop_flag$	プロペラ回転方向フラグ (+1 正転 / - 1 逆転)	-
$maxRate$	方位角最大回転速度	rad/s
d	今ステップで許可された角度変化量	rad
az_{cmd}	出力される方位角指令	rad
T_{cmd}	出力される推力指令	N

本研究では, $azimuthRateLim = 4 \text{ deg/s}$, $T_s = 0.05 \text{ s}$, $F_{deadband} = 1.0 \text{ N}$, $T_{max} = 1.0 \times 10^6 \text{ N}$ として計算を行った.

2.6 Simulink モデル

提案した制御手法の有効性を検証するため、MATLAB/Simulink および Simscape Multibody [26] を用いて数値シミュレーションモデルを構築した。Simscape Multibody は、剛体系の運動学および動力学を三次元空間上で厳密に表現可能なマルチボディシミュレーション環境であり、船体運動を記述する非線形な運動方程式に基づいたモデルを構築することができる。

Fig. 2.9 に、本研究で用いたサーボシステム全体のブロック線図を示す。本システムは、目標値、制御器、プラント、およびフィードバック系から構成される。制御器では、2.3 節で導出した状態フィードバック制御則に基づき、状態量から制御入力を算出する。また、波浪に起因する特定周波数成分の影響を低減するため、フィードバックループ内にノッチフィルタを直列に組み込んでいる。

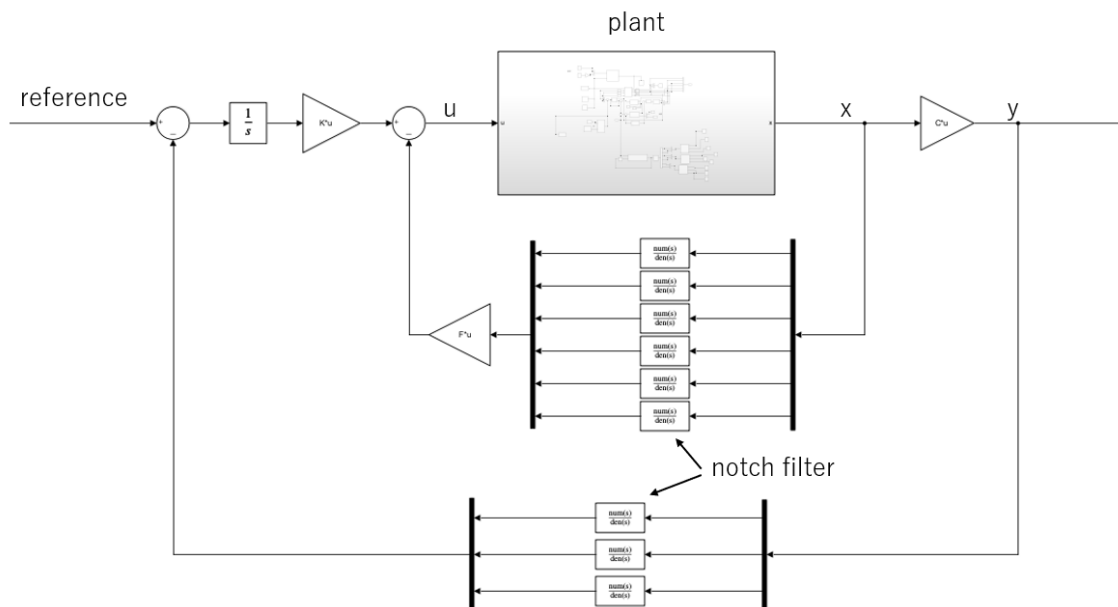


Fig.2.9: サーボシステム全体

目標値と出力の偏差は積分器を介して処理され、制御器の出力としてプラントに入力される。出力は状態量として観測され、フィードバック信号として制御器に戻される。ノッチフィルタは各制御入力成分に対して適用され、波浪による周期外乱の影響が制御信号へ直接伝播することを抑制している。

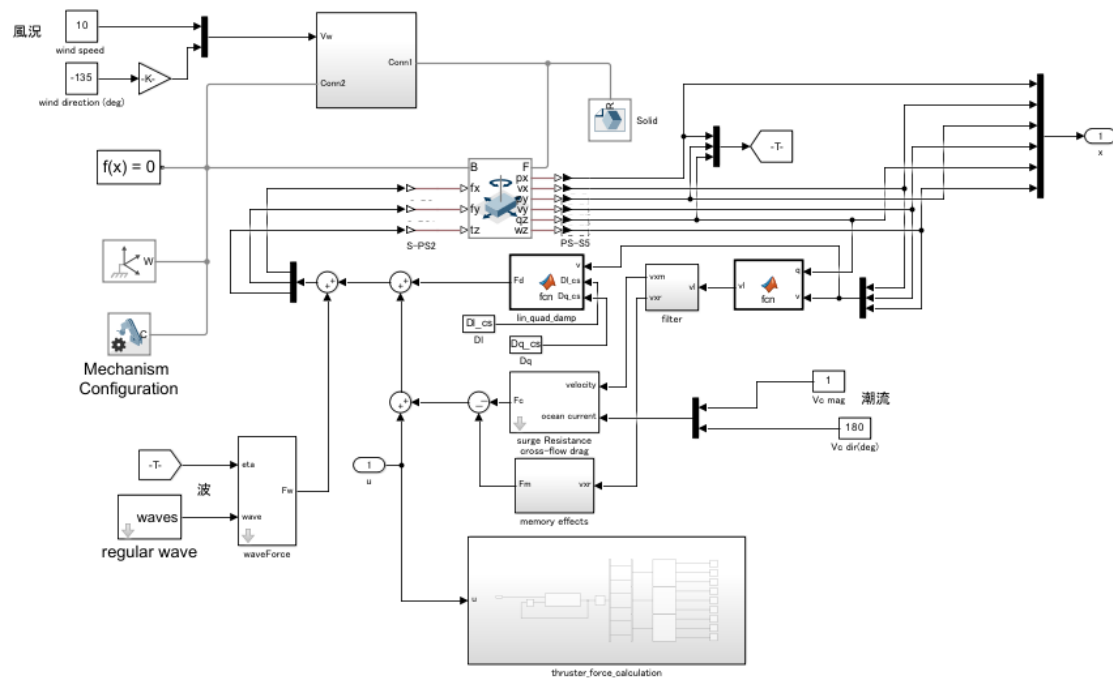


Fig.2.10: プラント

Fig. 2.10 に、プラントモデルの詳細構成を示す。プラントは船体の平面 3 自由度運動（サージ、スウェイ、ヨー）を対象とし、船体の非線形運動方程式を基に構成した。

外乱として、風、波、および潮流を考慮しており、それぞれ独立した入力としてモデル化している。波浪外乱については規則波を仮定し、波強制力は船体運動状態に依存して計算される。また、流体抵抗、付加質量効果、および減衰項を含めることで、実際の海洋環境下における船体運動特性を再現している。スラスタ推力は、制御入力から推力配分計算ブロックを介して算出されている。

以上の Simulink モデルにより、制御系、外乱モデル、およびスラスタ推力配分を含む閉ループシステム全体を統一的に扱うことが可能となり、提案手法の実用性を数値シミュレーションにより検証できる。

Table2.2: モデルで使用しているパラメータ一覧

項目	記号	値	単位
船体質量	m	9.213×10^6	kg
ヨー慣性モーメント	I_z	2.7372×10^9	kg·m ²
サージ付加質量	m_x	7.5184×10^6	kg
スウェイ付加質量	m_y	7.2072×10^6	kg
ヨー付加慣性モーメント	J_z	7.8436×10^9	kg·m ²
喫水	draft	13	m
線形減衰係数（サージ, スウェイ）	X_u, Y_v	8.27×10^5	N/(m/s)
線形減衰係数（ヨー）	N_r	2.57×10^8	N·m/(rad/s)
プロペラ受風面積	A_{bd}	675	m ²
ロータ半径	R_r	120	m
海水密度	ρ_w	1000	kg/m ³
空気密度	ρ_a	1.225	kg/m ³
重力加速度	g	9.80665	m/s ²
波高	H	2	m
波周期	T	8.47	s
風速	V_s	10	m/s
潮流速	U_c	1	m/s
スラスト配置半径	L_e	40	m
推力配分正則化係数	λ	0.5	—

第3章

シミュレーション結果

3.1 外乱を考慮しない条件下での結果

本節では、風、波浪および潮流といった外乱が作用しない理想的な条件下におけるシミュレーション結果を示し、提案した制御系の追従性能および安定性を評価する。

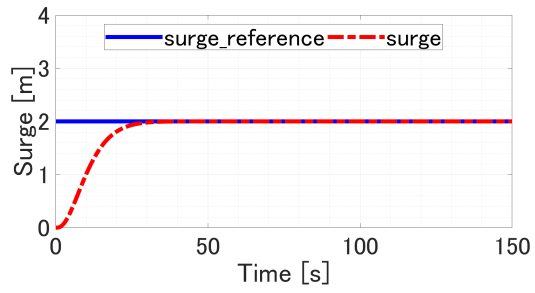
サージ、スウェイ、ヨーの目標値をそれぞれ 2 m, 1 m, 10° に設定し、その応答結果を Fig. 3.1 に示す。時間の経過とともに、位置およびヨー角はいずれも滑らかに目標値へ収束している。このことから、本制御系が優れた追従性能を有していることが確認された。

Fig. 3.2 に、surge, sway および yaw 方向におけるプラットフォームに作用する一般化力およびモーメントの時刻歴を示す。力およびモーメントの振幅はいずれも時間の経過とともに発散することなく、有限な範囲内に収まっている。このことから、本制御系は安定に動作していることが確認できる。

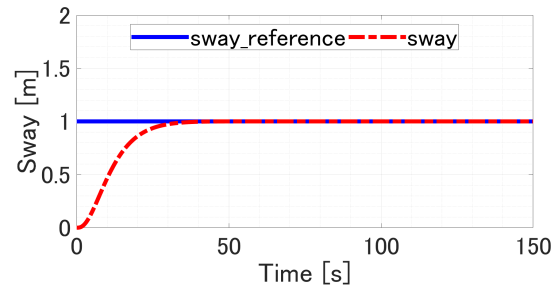
Fig. 3.3 に、各スラスター $f_1 \sim f_3$ の x および y 方向推力成分の時刻歴を示す。いずれの推力成分も非現実的に大きな値を示すことはなく、物理的に妥当な範囲内に収まっている。この結果から、推力配分アルゴリズムが適切に機能していることが示唆される。

Fig. 3.4 に各スラスターの推力大きさの時刻歴を示す。推力の急激な変動や発散は見られず、船体が目標とした位置に到達した後に推力は 0 N に収束している。これは、推力指令が過度にスラスターへ負担をかけていないことを示している。

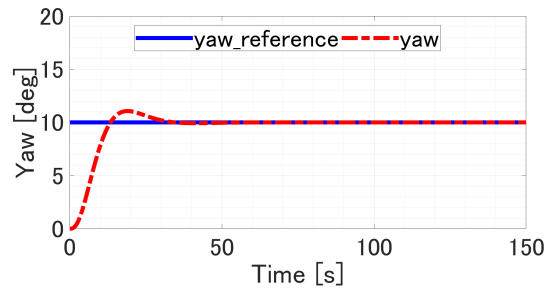
Fig. 3.5 に、各スラスターの方位角 $\delta_1 \sim \delta_3$ の時刻歴を示す。初期過渡応答後、各方位角は一定範囲内で振動しながら推移しており、連続的かつ安定した挙動を示している。方位角が急激に変化することなく制御されていることから、アクチュエータの物理的制約を考慮した実用的な制御入力が生成されていると考えられる。



(a) Surge



(b) Sway



(c) Yaw

Fig.3.1: 位置・姿勢応答

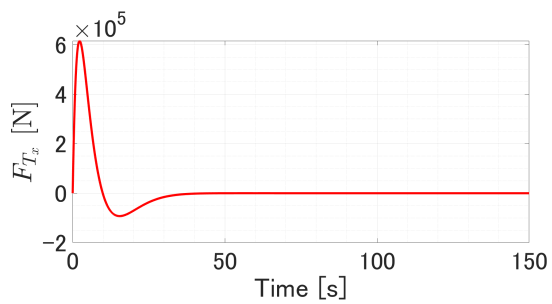
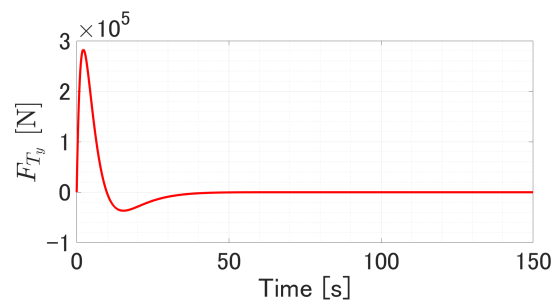
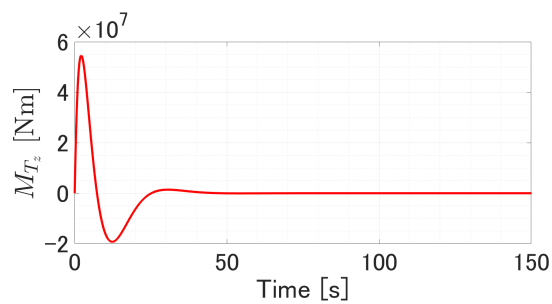
(a) F_{T_x} (b) F_{T_y} (c) M_{T_z}

Fig.3.2: プラットフォームに作用する一般化力

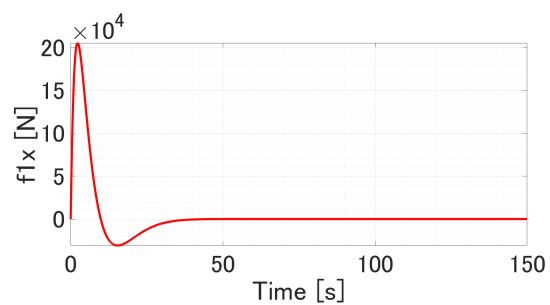
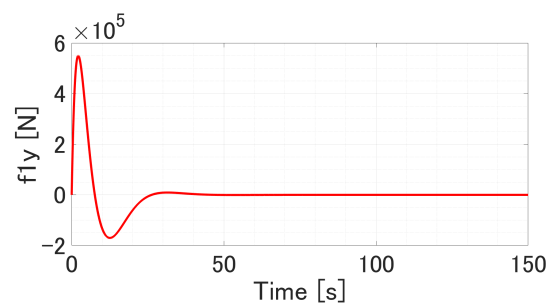
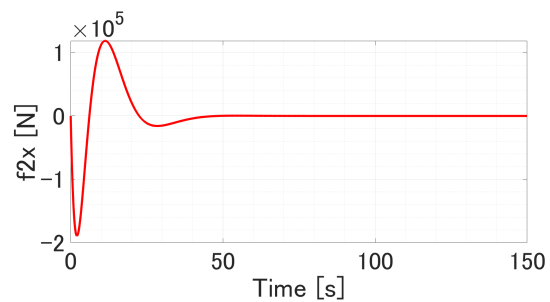
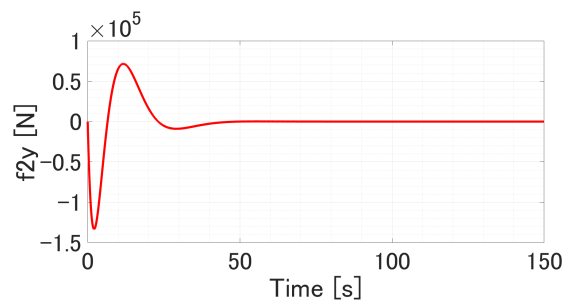
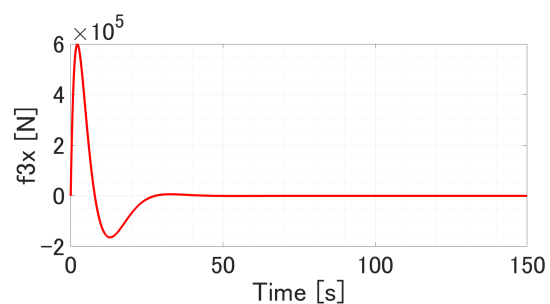
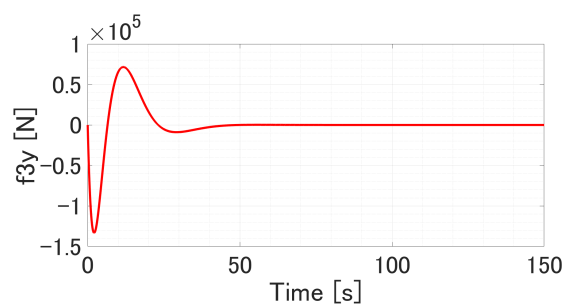
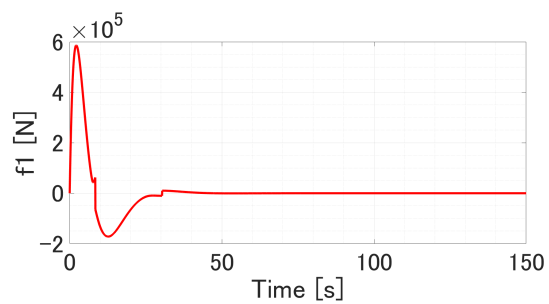
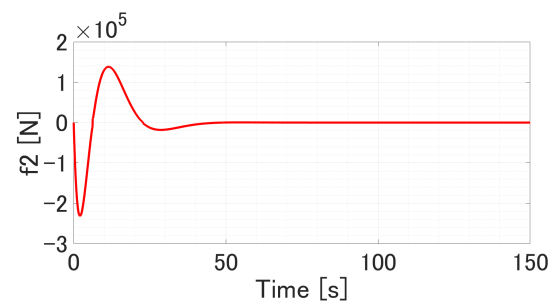
(a) f_{1x} (b) f_{1y} (c) f_{2x} (d) f_{2y} (e) f_{3x} (f) f_{3y}

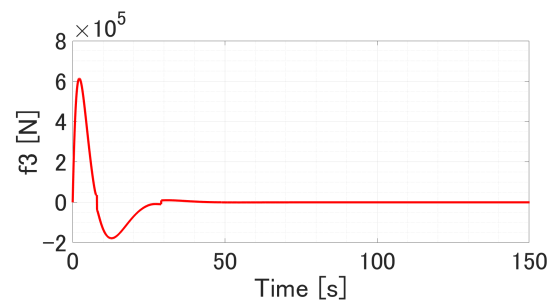
Fig.3.3: 各スラスターの推力成分



(a) f1

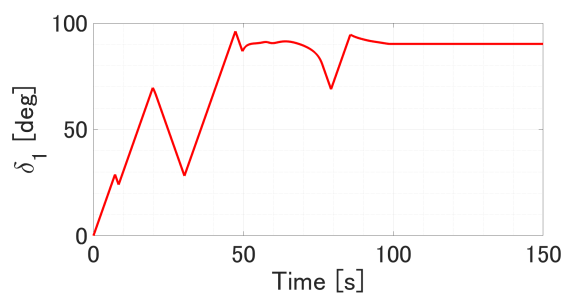


(b) f2

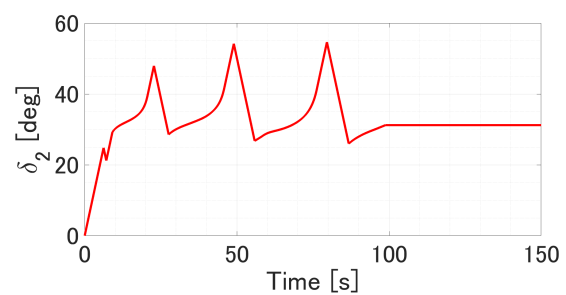


(c) f3

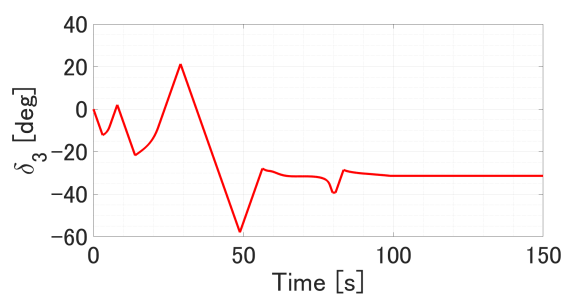
Fig.3.4: 各スラスター推力の大きさ



(a) delta1



(b) delta2



(c) delta3

Fig.3.5: スラスター方位角応答

3.2 外乱を含む条件下での結果

次に、実海域を想定し、外乱が作用する条件下でのシミュレーション結果を示す。本研究では、以下の外乱条件を同時に与えた。

- 北東方向からの風（風速 10 m/s）
- 西方向からの規則波（波高 2 m，周期 8.47 s）
- 東方向からの潮流（流速 1 m/s）

これらの外乱条件下において、提案する制御手法およびノッチフィルタの導入が、位置および姿勢の保持性能、ならびにスラスター推力指令の安定性に与える影響を評価した。

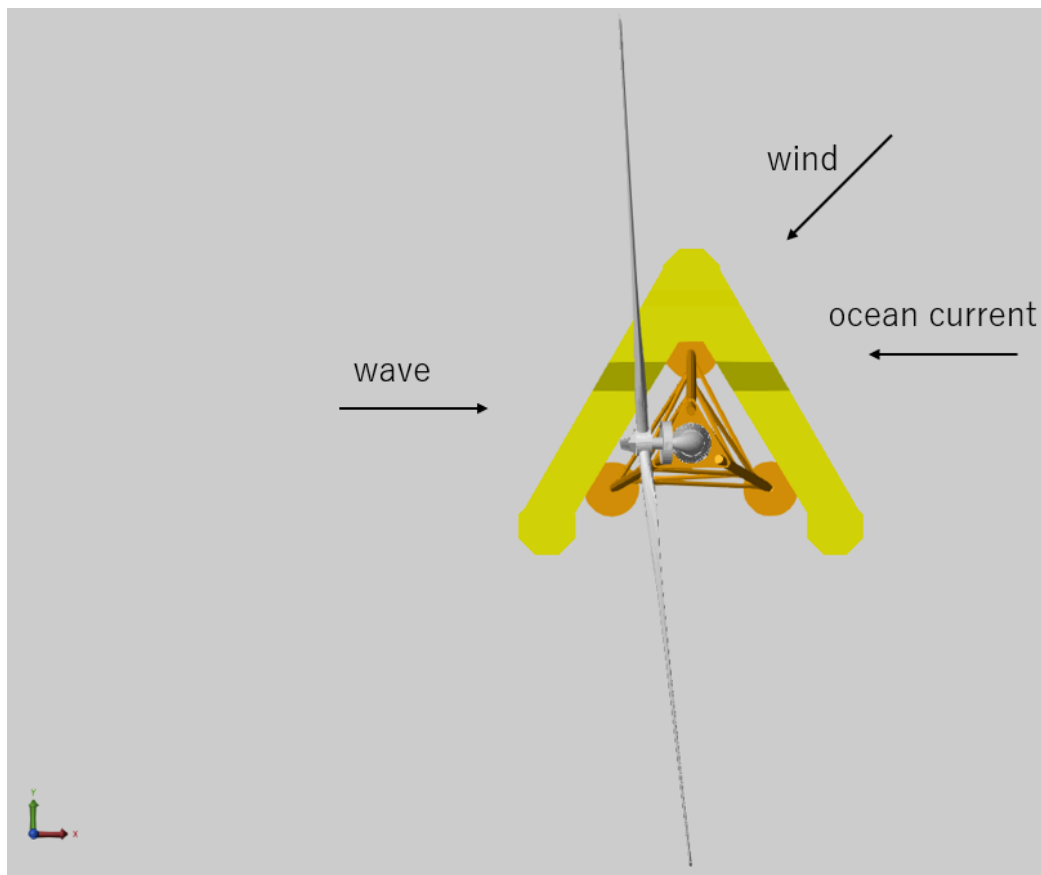


Fig.3.6: シミュレーションの様子 (topview)

3.2.1 ノッチフィルタ未実装

外乱を含む条件下において, ノッチフィルタを実装しない場合のシミュレーション結果を Fig. 3.7～ Fig. 3.11 に示す. 位置・姿勢応答 (Fig. 3.7) を確認すると, 目標値に対して概ね追従できているものの, 波浪の影響により微小な変動が継続的に発生している. 特に顕著な影響はスラスターの動作に現れており, プラットフォームに作用する一般化力 (Fig. 3.8) や各スラスターの推力の大きさ (Fig. 3.10) において, 波浪の周期に対応した激しい推力変動が確認された. これは, 制御器が波浪による高周波な動揺を打ち消そうとして過剰に反応しているためであり, 実機においては電力消費の増大やスラスターの摩耗・故障のリスクを高める要因となることが示唆された.

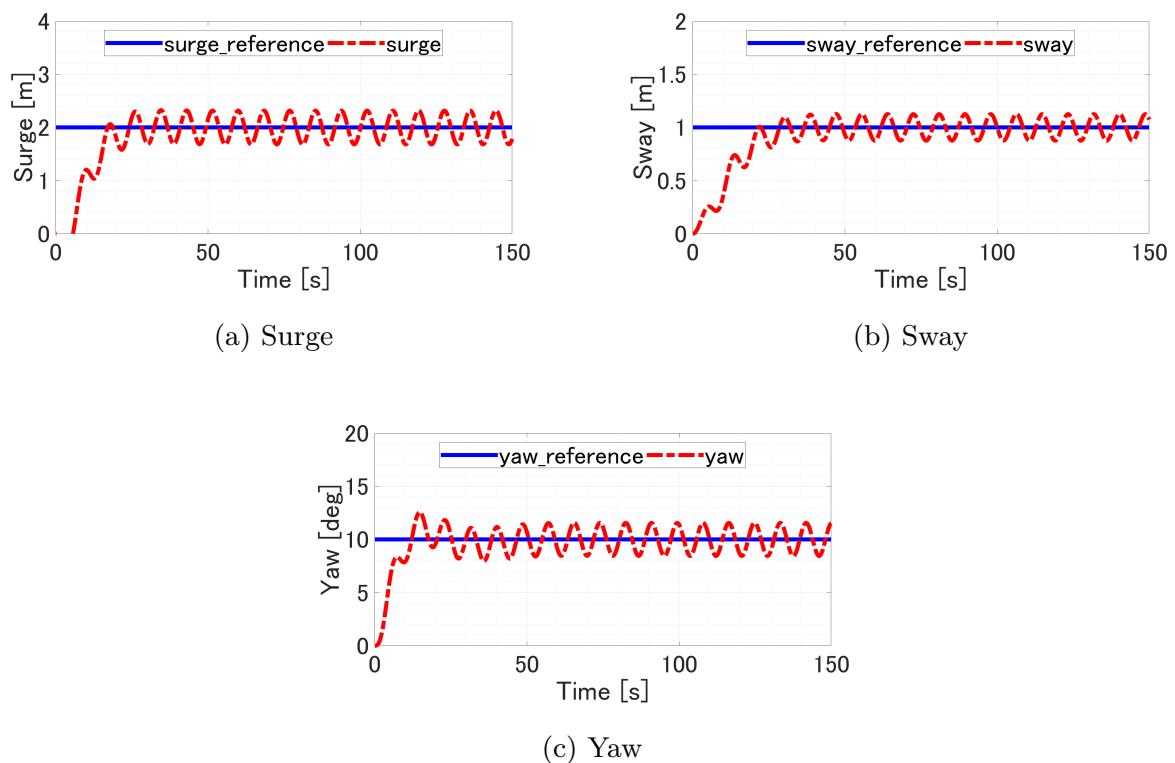


Fig.3.7: 位置・姿勢応答

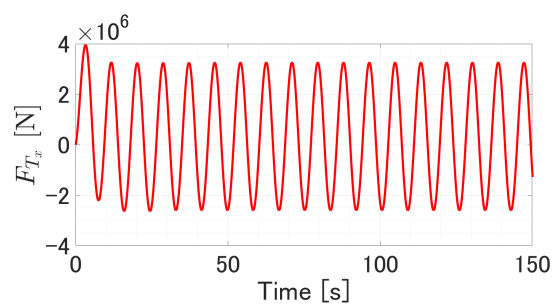
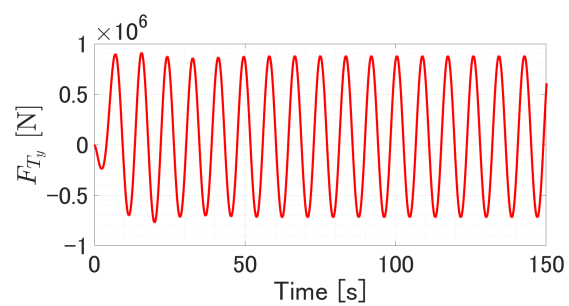
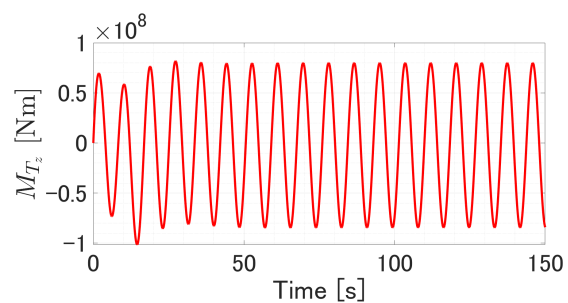
(a) F_{T_x} (b) F_{T_y} (c) M_{T_z}

Fig.3.8: プラットフォームに作用する一般化力

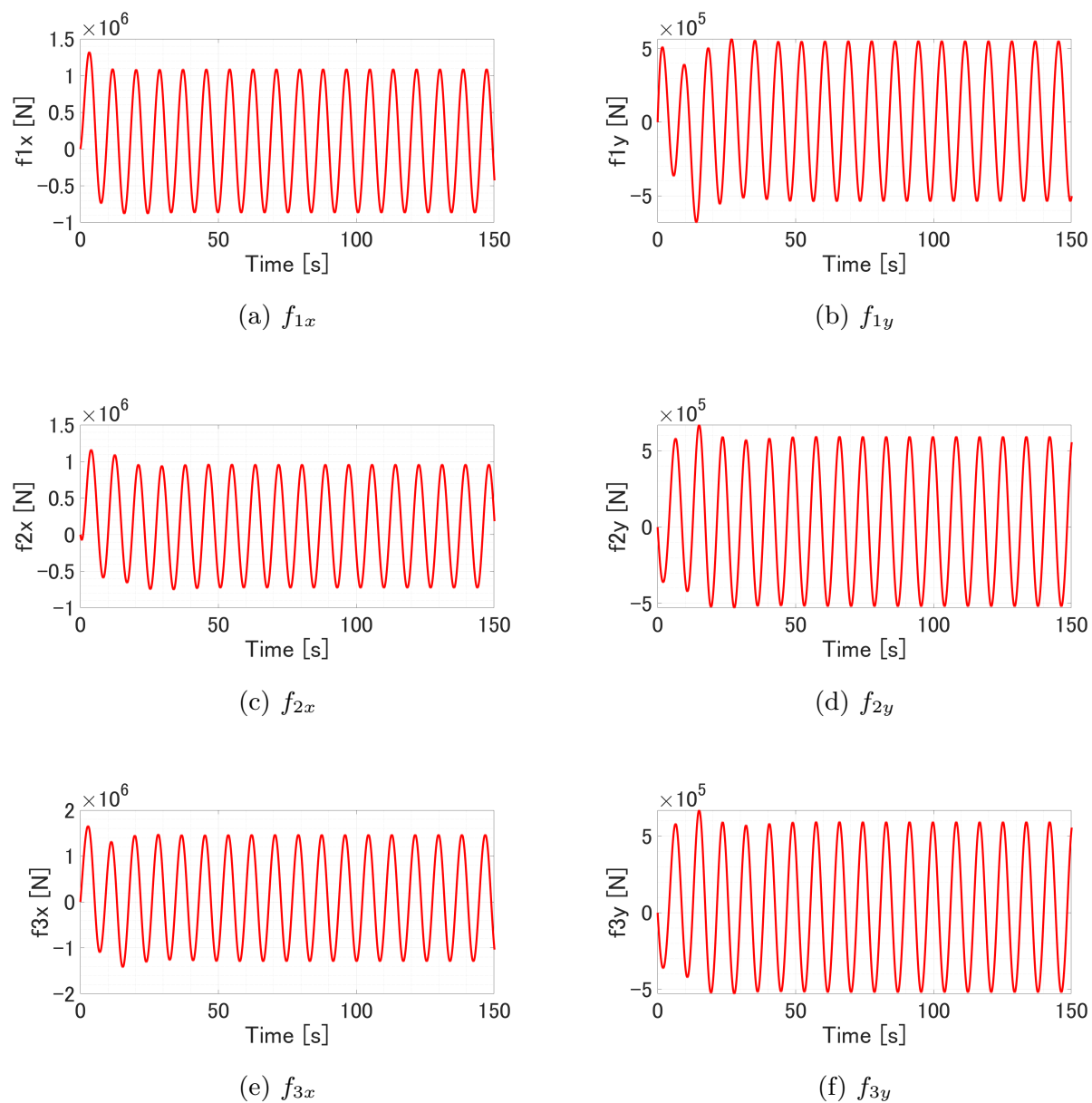


Fig.3.9: 各スラスターの推力成分

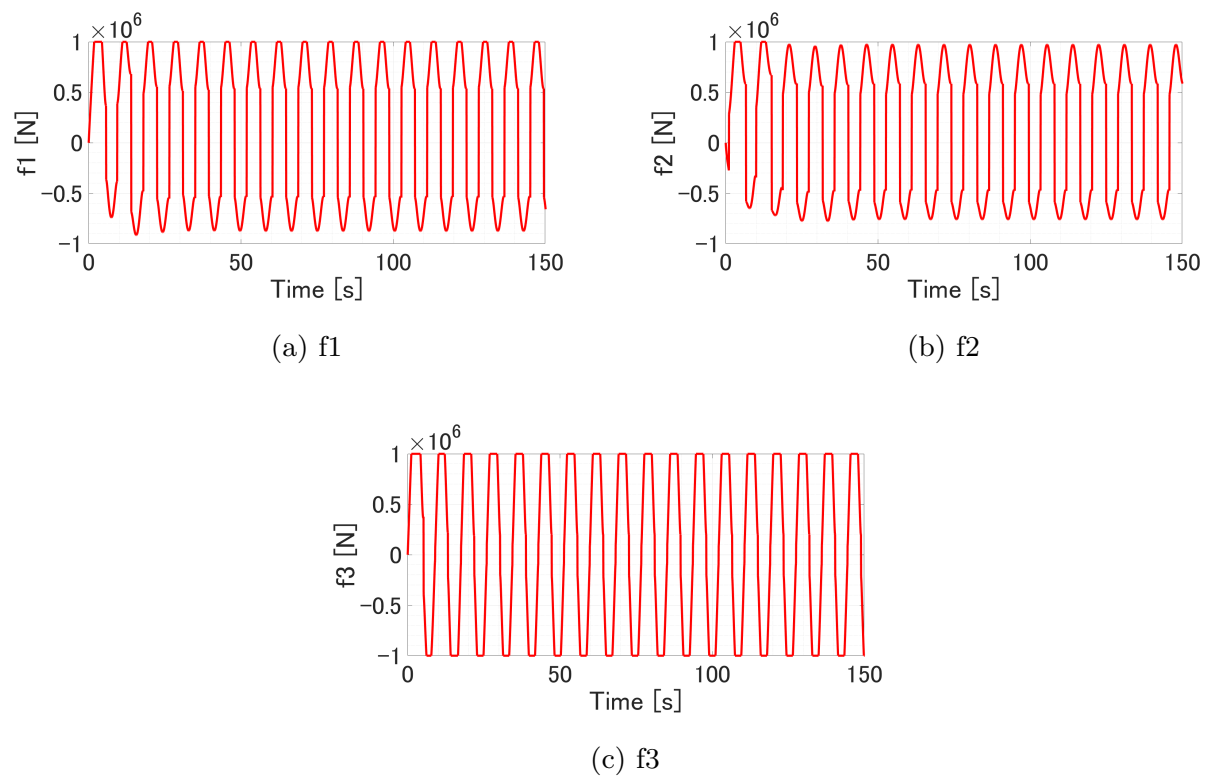


Fig.3.10: 各スラスタ推力の大きさ

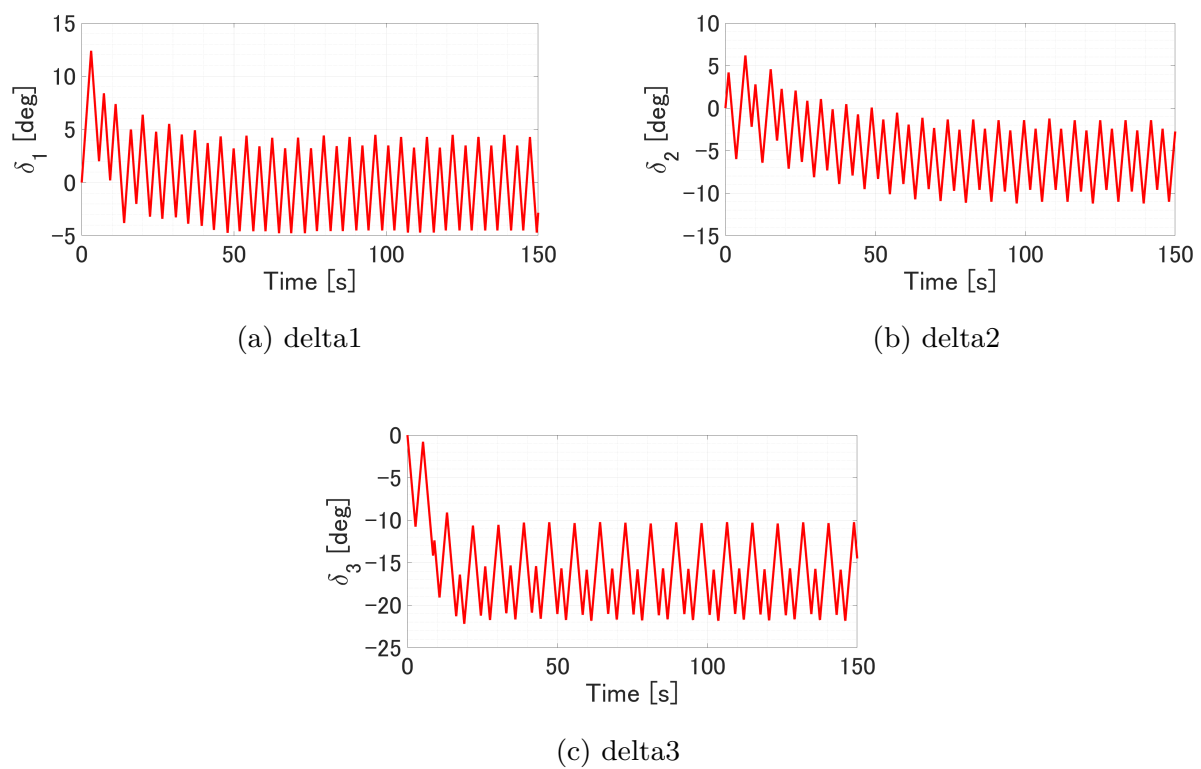


Fig.3.11: スラスタ方位角応答

3.2.2 ノッチフィルタ実装

波浪成分によるスラスターの過剰な変動を抑制するため、式 (2.60) において $d = 0.1$, $\zeta = 0.1$ と設計したノッチフィルタを実装し、シミュレーションを行った結果を Fig. 3.12～Fig. 3.16 に示す。位置・姿勢応答 (Fig. 3.12) を確認すると、目標値に対して概ね追従できているものの、波浪の影響により微小な変動が継続的に発生している。一方で、プラットフォームに作用する一般化力 (Fig. 3.13) およびスラスター推力の大きさ (Fig. 3.15) を確認すると、未実装時に見られた推力変動が大幅に低減され、滑らかな推力指令値が得られている。

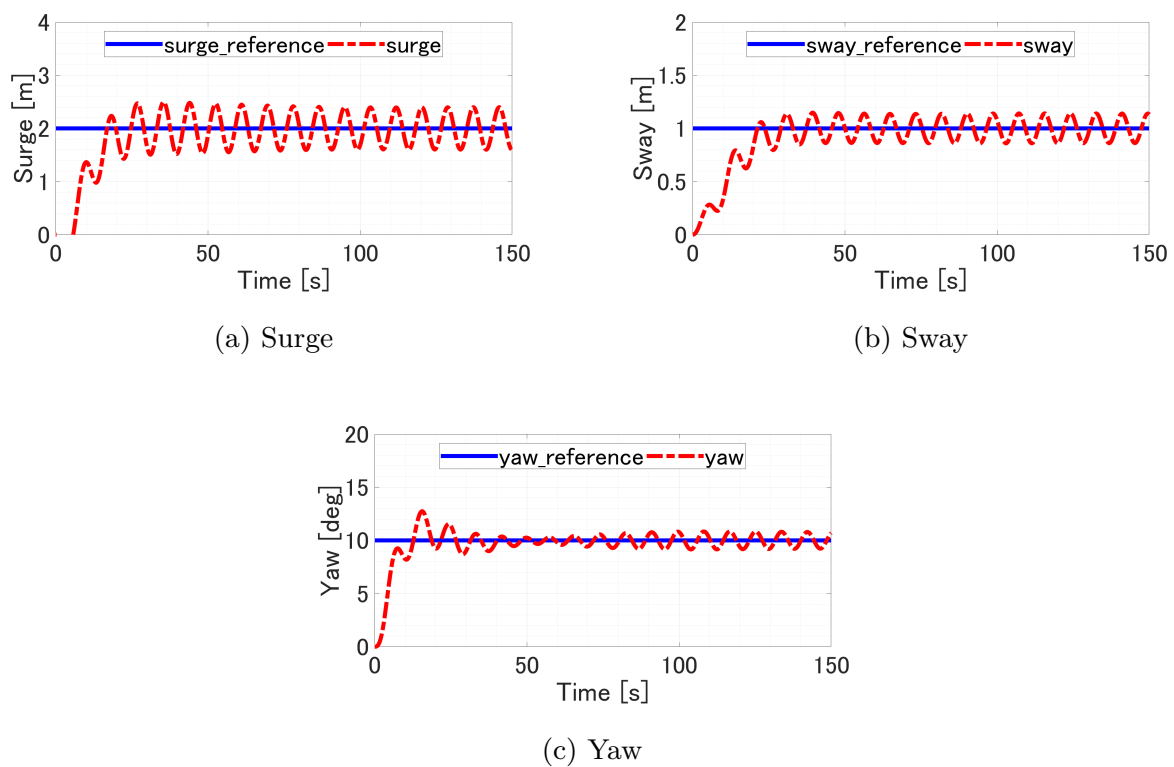


Fig.3.12: 位置・姿勢応答

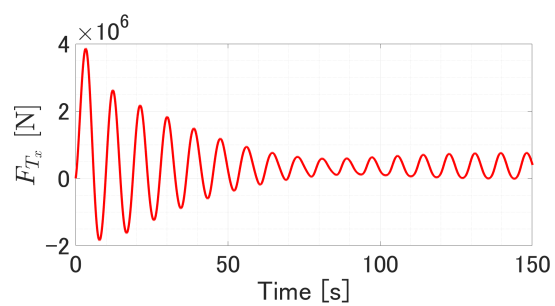
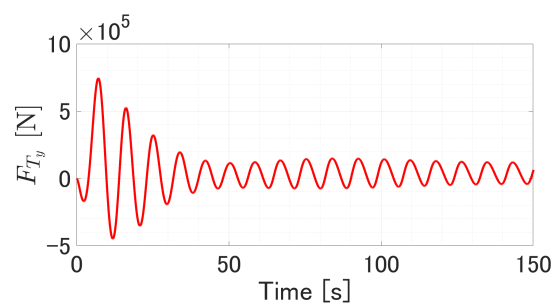
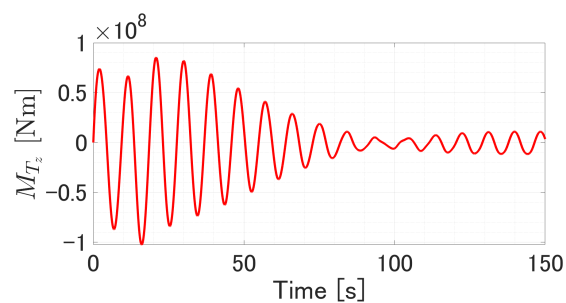
(a) F_{T_x} (b) F_{T_y} (c) M_{T_z}

Fig.3.13: プラットフォームに作用する一般化力

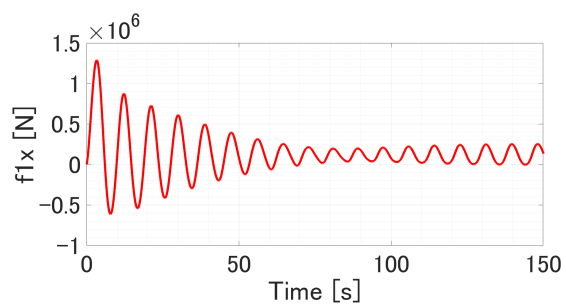
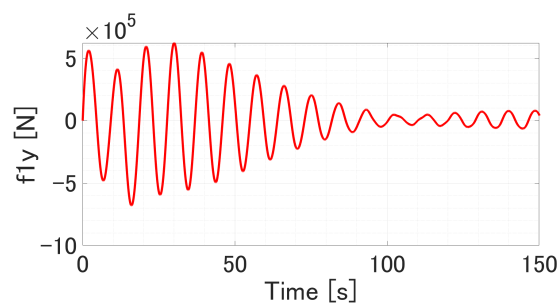
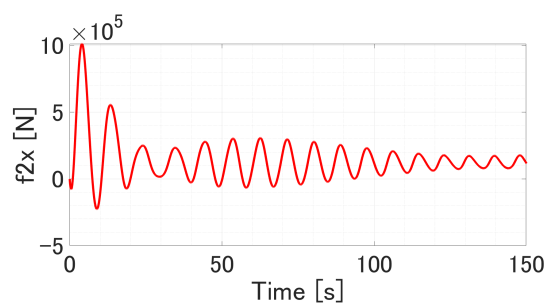
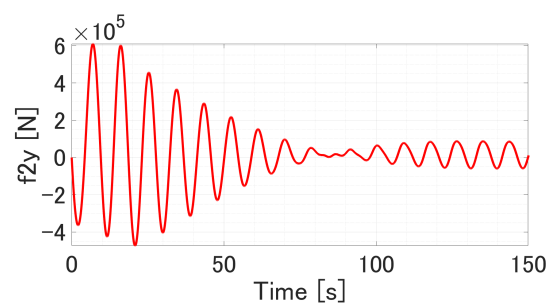
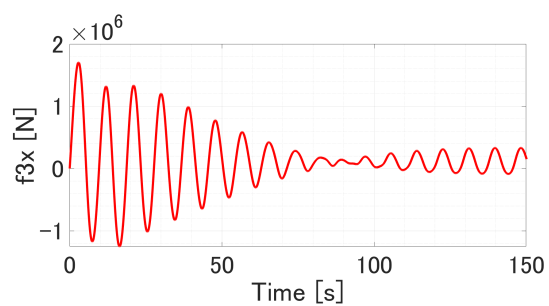
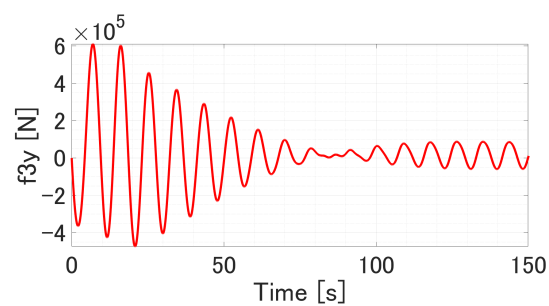
(a) f_{1x} (b) f_{1y} (c) f_{2x} (d) f_{2y} (e) f_{3x} (f) f_{3y}

Fig.3.14: 各スラスターの推力成分

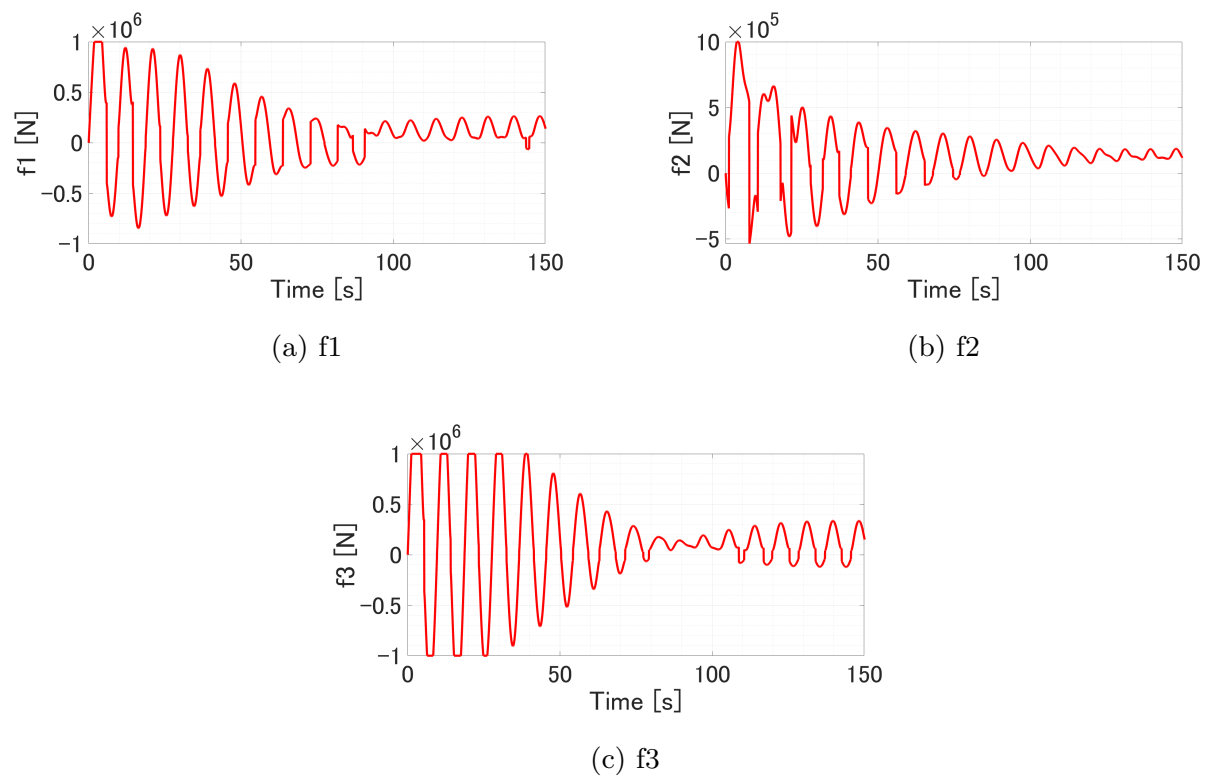


Fig.3.15: 各スラスタ推力の大きさ

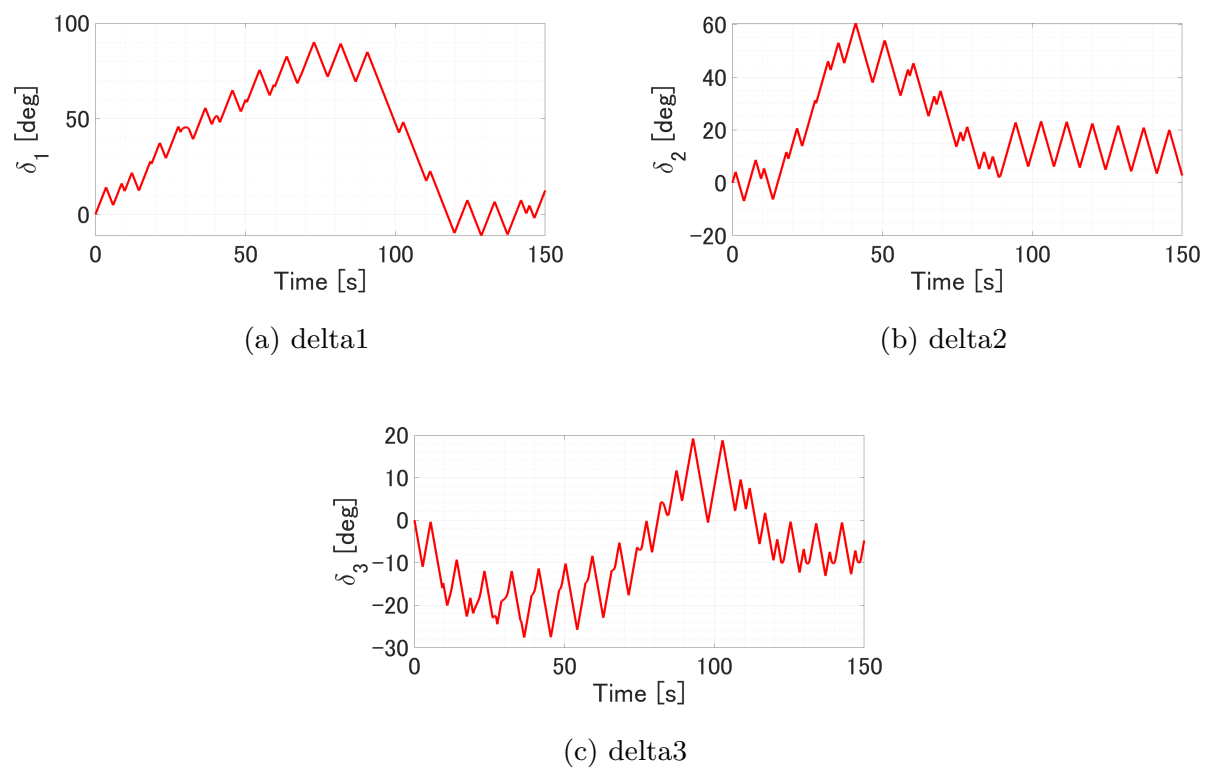


Fig.3.16: スラスタ方位角応答

3.2.3 ノッチフィルタの有無によるシミュレーション結果比較

ノッチフィルタの有無による制御性能の比較を Fig. 3.17～Fig. 3.19 に示す．スラスタ方位角応答 (Fig. 3.19) においてはノッチフィルタ実装後に角度変化が激しくなることが確認されたが, Fig. 3.17 および Fig. 3.18 から, ノッチフィルタによって, 制御の目的である位置保持に必要な力を維持しつつ, 波浪由来の不要な振動成分が劇的に低減されていることが確認できる．これにより, ノッチフィルタの導入が波浪による動揺への過剰な応答を抑制し, スラスタの機械的負荷を軽減しつつ安定した位置保持を実現するために有効であることが確認された．

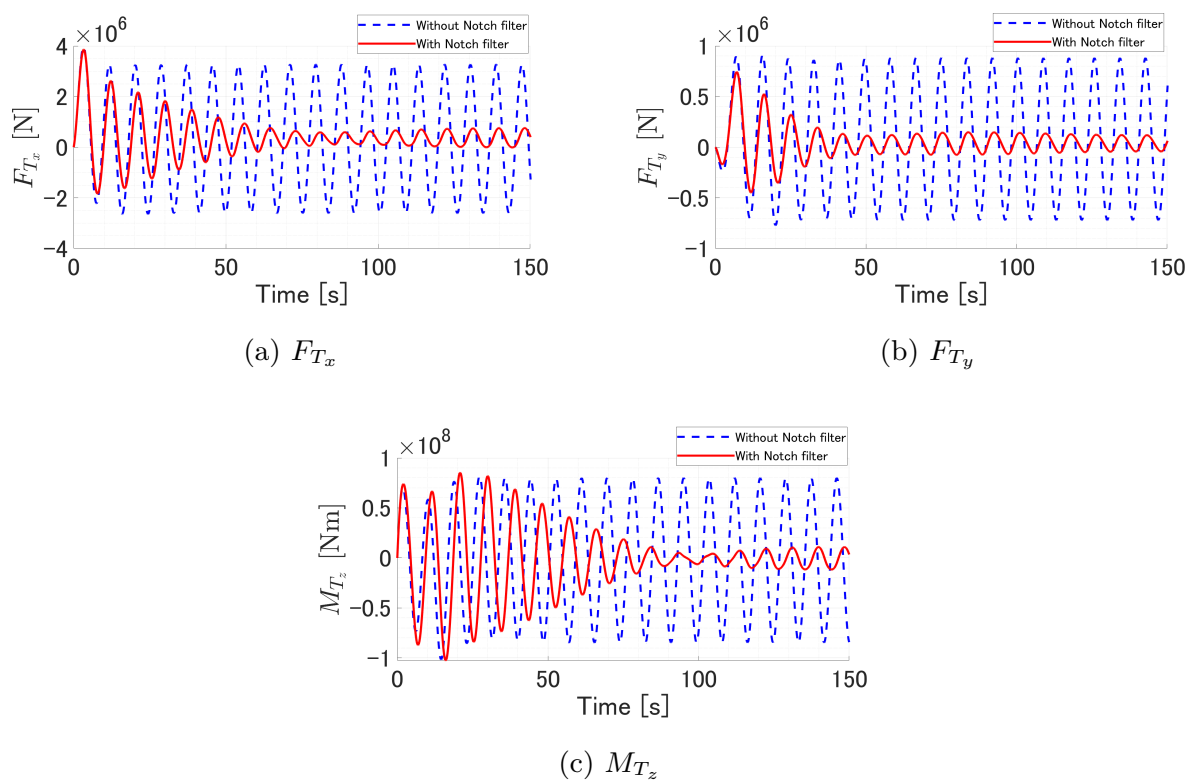


Fig.3.17: プラットフォームに作用する一般化力

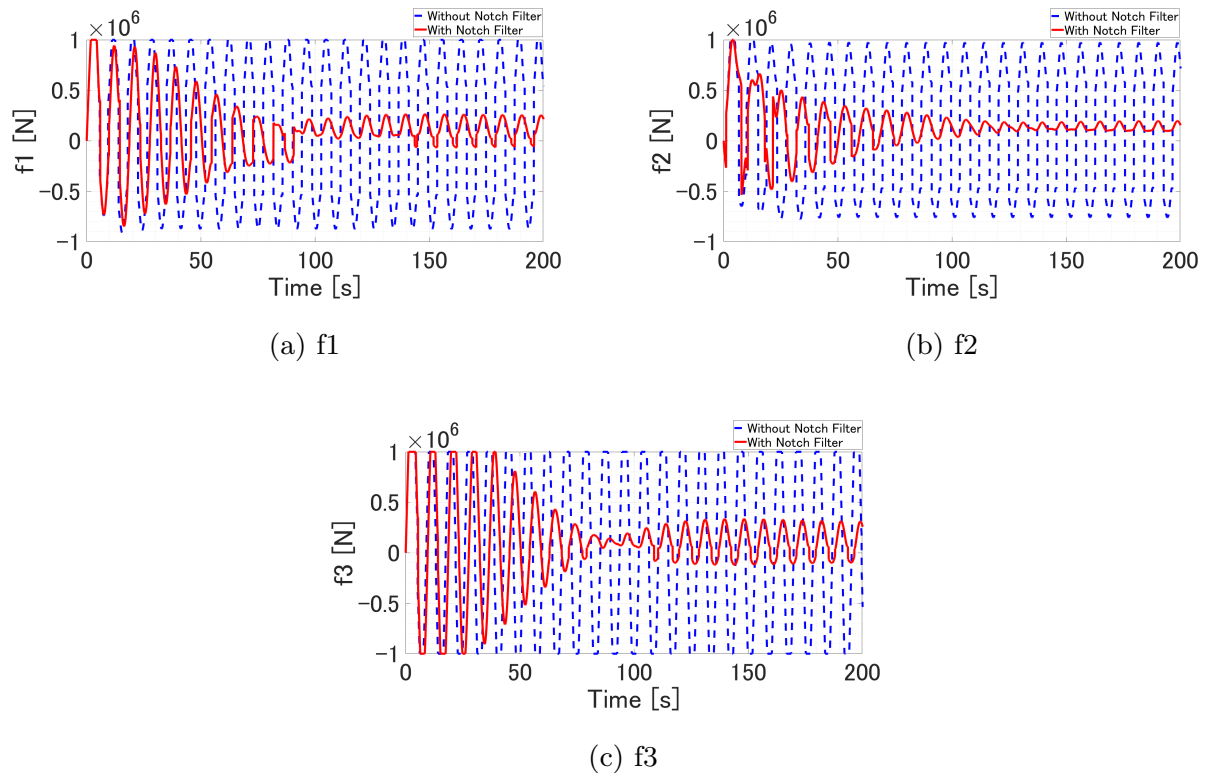


Fig.3.18: 各スラスタ推力の大きさ

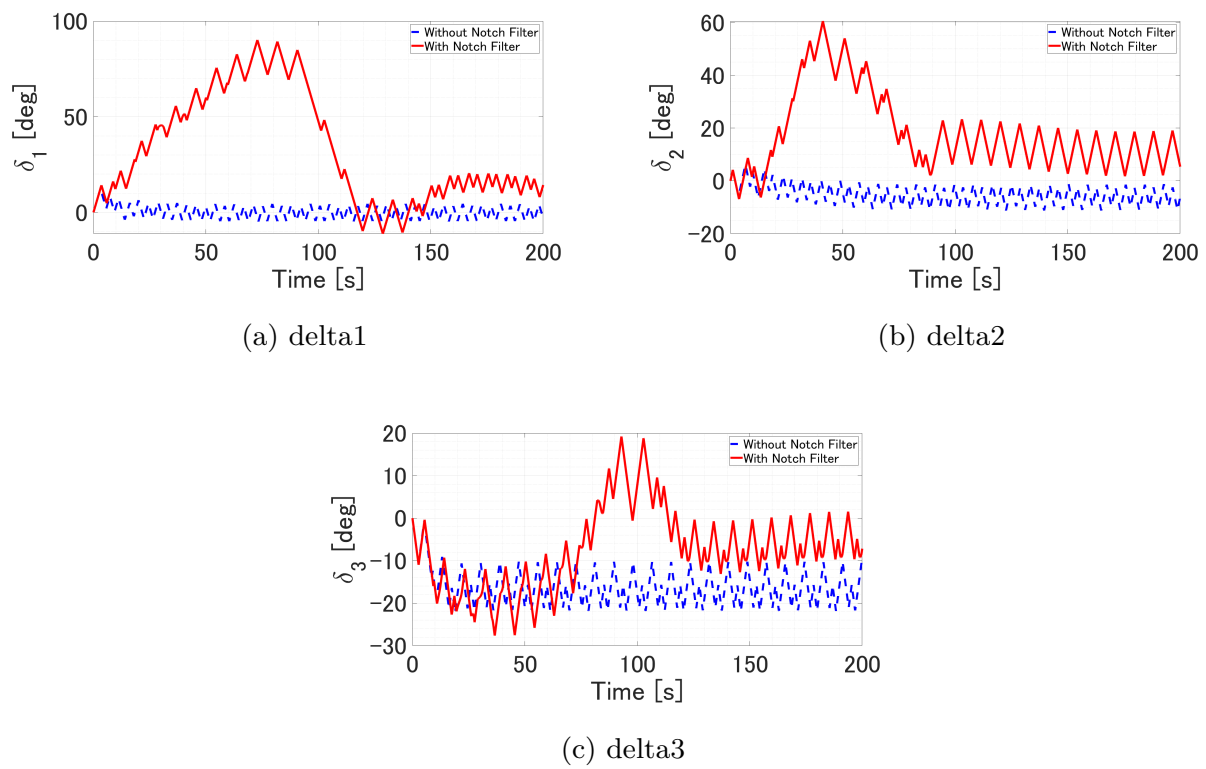


Fig.3.19: スラスタ方位角応答

第 4 章

結言

4.1 研究のまとめ

本研究では、脱炭素社会実現に向けた重要技術である着床式洋上風力発電を対象とし、施工コストの低減および施工効率の向上を目的とした新たな施工工法を提案するとともに、その実現可能性を検討した。具体的には、SSJ 基礎と補助浮体を用いた施工工法において、位置保持が要求される沈設プロセスを対象とし、自動位置保持制御システムの構築および検証を行った。

本研究の成果として、補助浮体に搭載された 3 基のスラスタを制御対象とする数理モデルを構築した。当該モデルでは、サージ、スウェイ、ヨーの 3 自由度運動を考慮し、積分型サーボシステムに対して極配置法を利用して DP 制御器を設計することで、目標位置および方位に対する高い追従性能を実現した。また、スラスタの推力に対し、正則化最小二乗法に基づく推力配分アルゴリズムを導入することにより、効率的かつ滑らかな推力指令生成を可能とした。

さらに、実海域の海象条件を想定した数値シミュレーションを実施し、波浪外乱に起因するスラスタの過度な応答を抑制するため、制御ループ内にノッチフィルタを導入した。その結果、位置保持精度を維持しつつ、スラスタに作用する機械的負荷を大幅に低減できることを確認し、提案する DP 制御システムの有効性を示した。

以上より、本研究で提案した補助浮体を用いた SSJ 基礎と風車を一体化した状態で曳航および沈設を行う施工工法は、高コストな SEP 船の使用を回避可能とする新たな施工コンセプトとして、高い実用的意義を有するものであることが確認された。

4.2 今後の課題

今後の課題としてまず挙げられるのは、より複雑かつ現実的な環境外乱への対応である。本研究では、規則波および一定の潮流を仮定して解析を行ったが、実海域においては不規則波、時变的な潮流、さらには風向・風速の変動が同時に作用する。そのため、これらの外乱条件下においても十分な位置保持性能およびロバスト性を維持できるかについて、さらなる検証が必要である。

さらに、実機運用を想定した場合、スラスター推力の飽和や、個々のスラスターにおける故障・性能劣化といった事象への対応も重要な検討課題である。

加えて、本研究で得られた数値解析結果を物理的に検証するためには、縮尺模型を用いた水槽実験の実施が求められる。これにより、補助浮体と基礎構造物の連成運動、ならびにスラスターの応答遅れや推力制限が制御系全体の性能に及ぼす影響を評価することが可能となる。以上の検討を通じて、提案工法および制御システムの実用性と信頼性を一層高めることができると考えられる。

本研究は、将来の洋上風力発電の大規模導入を支える基盤技術の一つとして、施工の低コスト化および海洋環境負荷の低減に寄与するものであり、今後の発展が期待される。

謝辞

本研究を進めるにあたり, 多大なるご指導ならびにご協力を賜りました皆様に, 深く感謝申し上げます.

胡長洪教授をはじめ, 朱洪忠准教授, 渡辺勢也助教には, ミーティングや日々のやり取りを通じて貴重なご助言や的確なアドバイスを賜りました. 心より感謝申し上げます.

秘書の大内田映子様, 荒木二美様には, 研究室での日常生活や事務手続きにおいて多大なるご支援をいただきました. 厚く御礼申し上げます.

九州大学応用力学研究所 深海機器力学実験水槽の野田城士郎様, 前田楓佳様, 中野智様には, 技術的な助言や多くのサポートをいただき研究活動を円滑に進めることができました.

同期として研究室で共に学んだ倉永拓明君, 野村海陽君には授業や研究活動を通じて多くの助言や支えをいただきました. 感謝の意を表します.

最後に, 九州大学での2年間, 学生生活を支えてくれた家族に対し, 心より感謝いたします.

参考文献

- [1] IPCC（気候変動に関する政府間パネル）, “Climate Change 2023: Synthesis Report — Summary for Policymakers,” IPCC, 2023. Available: <https://www.ipcc.ch/report/ar6/syr/summary-for-policymakers/> (参照日: 2025/01/31)
- [2] 経済産業省, “第 6 次エネルギー基本計画（再生可能エネルギー導入シナリオ）,” 経済産業省, 2024. Available: https://www.meti.go.jp/shingikai/enecho/denryoku_gas/saisei_kano/pdf/062_01_00.pdf (参照日: 2025/01/31)
- [3] 内閣官房・経済産業省・内閣府ほか, “2050 年カーボンニュートラルに伴うグリーン成長戦略,” 令和 3 年 6 月 18 日策定, Available: https://www.meti.go.jp/policy/energy_environment/global_warming/ggs/pdf/green_honbun.pdf (参照日: 2025/01/31)
- [4] 環境省, “再生可能エネルギー導入ポテンシャル調査 (REPOS) ポテンシャル地図,” Available: https://repos.env.go.jp/web/map/map_estimate_02 (参照日: 2025/01/31)
- [5] 自然エネルギー財団, “洋上風力発電の動向 2025,” Available: https://www.renewable-ei.org/pdfdownload/activities/REI_OW2025_infopack.pdf (参照日: 2025/1/31).
- [6] 株式会社大林組, “スカートサクシヨンジャケット (SSF) 技術,” Available: https://www.obayashi.co.jp/solution_technology/detail/tech_d200.html (参照日: 2025/1/31).
- [7] 藤野智仁, 胡長洪, 渡辺勢也, 譚雷, 山下力蔵, “着床式風車用スカートサクシヨン基礎の曳航性能に関する水槽実験,” 日本船舶海洋工学会論文集, 第 37 号, pp. 459–462, 2023.
- [8] H. Zhu, C. Hu, S. Watanabe, M. Sueyoshi, R. Yamashita, Y. Matsuoka, “Experimental and numerical study of a wet-towing system for multi-bucket jacket wind turbines considering air compressibility in suction caissons,” *Ocean Engineering*,

- vol. 336, 121740, 2025.
- [9] H. Zhu, C. Hu, *A Study on Positioning Control of a Triangular Three-Thruster Craft for Assisting Bottom-Fixed Wind Turbine Installation*, in *Proceedings of the 2nd Asia Pacific Conference on Offshore Wind Technology (APCOW2025)*, Shenzhen, 15–17 December 2025.
- [10] X. Hu and J. Du, “Robust nonlinear control design for dynamic positioning of marine vessels with thruster system dynamics,” *Nonlinear Dynamics*, vol. 94, no. 1, pp. 365–376, 2018.
- [11] V. Hassani, A. J. Sørensen, and A. M. Pascoal, “A novel methodology for robust dynamic positioning of marine vessels: Theory and experiments,” in *Proceedings of the 2013 American Control Conference*, IEEE, 2013, pp. 560–565.
- [12] T. I. Fossen and A. Grovlen, “Nonlinear output feedback control of dynamically positioned ships using vectorial observer backstepping,” *IEEE Transactions on Control Systems Technology*, vol. 6, no. 1, pp. 121–128, 2002.
- [13] A. Jayasiri, A. Nandan, S. Imtiaz, D. Spencer, S. Islam, and S. Ahmed, “Dynamic positioning of vessels using a UKF-based observer and an NMPC-based controller,” *IEEE Transactions on Automation Science and Engineering*, vol. 14, no. 4, pp. 1778–1785, 2017.
- [14] V.-D. Do and X.-K. Dang, “The fuzzy particle swarm optimization algorithm design for dynamic positioning system under unexpected impacts,” *Journal of Mechanical Engineering and Sciences*, vol. 13, no. 3, p. 5407, 2019.
- [15] A. Veksler, T. A. Johansen, F. Borrelli, and B. Realfsen, “Dynamic positioning with model predictive control,” *IEEE Transactions on Control Systems Technology*, vol. 24, no. 4, pp. 1340–1353, 2016.
- [16] K. Ohtsubo and H. Kajiwara, “On thrust allocation methods under the constraints on azimuth thrusters’ angles,” *Journal of the Japan Society of Naval Architects and Ocean Engineers*, vol. 6, pp. 177–182, 2007. doi:10.2534/jjasnaoe.6.177
- [17] S. Skjong and E. Pedersen, “Nonangular MPC-based thrust allocation algorithm for marine vessels: A study of optimal thruster commands,” *IEEE Transactions on Transportation Electrification*, vol. 3, no. 3, pp. 792–807, 2017. doi:10.1109/TTE.2017.2688183.

- [18] 清水建設, “洋上風力発電向け自航式起重機船の建造について (2019 年ニュースリリース), ” Available: <https://www.shimz.co.jp/company/about/news-release/2019/2019007.html> (参照日: 2025/1/31).
- [19] 新エネルギー・産業技術総合開発機構 (NEDO), “浮体式洋上風力発電ギャラリー,” Available: <https://www.nedo.go.jp/floating/gallery07.html> (参照日: 2025/1/31).
- [20] T. I. Fossen, *Handbook of Marine Craft Hydrodynamics and Motion Control*, John Wiley & Sons, 2011.
- [21] J. Jonkman, M. Sprague, B. Jonkman, et al., *OpenFAST: An open-source tool for off-shore wind turbine simulation*, in *Journal of Physics: Conference Series*, Vol. 2265, 2022, p. 032056. doi: <https://doi.org/10.1088/1742-6596/2265/3/032056>.
- [22] WAMIT, Inc., *WAMIT – The State of the Art in Wave Interaction Analysis*, <https://www.wamit.com/>, Accessed: 2026-02-04.
- [23] 小郷寛, 美多勉, システム制御理論入門, 実教出版, 東京, 1979. ISBN: 978-4-407-02205-6.
- [24] 杉江俊治, 藤田政之, フィードバック制御入門, コロナ社, 東京, 1999. ISBN: 978-4-339-03303-8.
- [25] V. Mehrmann and H. Xu, *An Analysis of the Pole Placement Problem. II. The Multi-Input Case*, *Electronic Transactions on Numerical Analysis*, vol. 5, pp. 77–97, 1997.
- [26] MathWorks, *Simscape Multibody User’s Guide*, 2024. <https://www.mathworks.com/products/simscape-multibody.html>, Accessed: 2026-01-31.